E 2039
MW

1

energetica

VOLUMUL XXV
BUCUREȘTI IANUARIE 1977

0 6 12 18 24

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE
ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR
DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 25 Nr. 1 Ianuarie

Cuprinsul

		Pag.
I. Seleanu și *R. Popa*	**Optimizarea hidroenergetică în regim stocastic pentru sisteme de CHE în cascadă**	1—7
E. Mazilu	**Proiectarea construcțiilor mecanice solicitate în condiții de fluaj pe baza conceptului de fiabilitate**	9—19
V. Athanasovici	**Variația diurnă a necesarului de căldură pentru încălzire și implicații privind reglarea sa**	18—22
Al. Selischi	**Influența perturbațiilor din instalațiile electroenergetice asupra funcționării motoarelor electrice din serviciile interne ale centralelor termoelectrice**	23—29
Gh. Cîrțînă, Gh. Georgescu și *M. Gușă*	**Model matematic de simulare pentru repartizarea economică a condensatoarelor într-o rețea radială**	29—32
Vl. Nicu	**Influența recirculației gazelor de ardere asupra consumului specific de căldură al unui bloc energetic**	32—34
V. Popescu și *Gh. Drăghici*	**Aparat pentru transfer de date**	34—37

PUNCTE DE VEDERE

C. I. Staicu	**Împotriva coeficientului de schimb de căldură prin convecție α**	37—39

CRONICĂ

	A 2-a sesiune de comunicări tehnico-științifice organizată de IRE Suceava	40—41

**Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific
al Institutului central de cercetări energetice**

Optimizarea hidroenergetică în regim stocastic pentru sisteme de CHE în cascadă

Dr. ing. **I. Seteanu** și
ing. **R. Popa** *)

Într-o serie de lucrări anterioare [1], [2], [3] s-a prezentat o succesiune de etape de analiză urmărind formularea unui model matematic general pentru optimizarea exploatării pe termen scurt a cascadelor de centrale hidroelectrice cu lacuri-tampon, în variantă deterministă. Condițiile concrete de funcționare a unui astfel de sistem sînt însă dependente și de elemente care au un pronunțat caracter stocastic, cum ar fi, de pildă, variația debitelor afluente (legată de regimul hidrologic al bazinului hidrografic), mărimile debitelor de servitute, aflate în relație cu folosințele neenergetice ale stocului de apă din sistem ș.a. În această accepțiune mai largă, o abordare mai realistă a problemei optimizării exploatării sistemului trebuie să țină seama de caracterul aleatoriu al unor parametri.

În lucrarea de față se prezintă un model general analog celui din [3], care însă ține seamă de influența elementelor probabiliste ce ar putea să condiționeze funcționarea sistemului, prin considerarea debitelor de servitute S_{ij} drept mărimi aleatorii cu funcțiile de densitate de probabilitate $f_{ij}(S_{ij})$ estimate în conformitate cu practica de exploatare. Restricțiile referitor la nivelele (volumele) maxime și minime admisibile în lacuri din varianta deterministă capătă acum un caracter stocastic devenind restricții de nedepășire a acestor nivele cu o probabilitate impusă de către operatorul sistemului. Restricția deterministă, care impune ca, la sfîrșitul perioadei totale de analiză, volumele de apă din lacurile sistemului să atingă valori V_{fi} date, se transformă acum într-o condiție probabilistică cu privire la valorile cele mai probabile ale acestor parametri $E[V_{fi}]$ și speranțele matematice ale variabilelor probabiliste de intrare.

Admițînd că debitele de servitute sînt variabile aleatorii independente de la o perioadă de timp la alta, se poate determina prin produse de convoluție densitatea de probabilitate rezultantă pentru orice combinație liniară a acestora. Funcțiile de repartiție ale variabilelor aleatorii obținute prin convoluție servesc la obținerea unui set de restricții liniare deterministe echivalente, iar problema se reduce la un program simplex al cărui scop este maximizarea valorii medii probabile a stocurilor turbinat și deversat în sistem, cu factori de cost și penalizare judicios aleși.

Procedeul de optimizare necondiționată din a doua etapă de analiză a modelului determinist este folosit și în schema probabilistă, dar variabilele de decizie pentru maximizarea valorii energiei nete realizate în sistem sînt speranțele matematice $E[V_{fi}]$ ale volumelor finale în lacuri.

Cu ipotezele admise, formulării stocastice a problemei de optimizare îi corespund programe liniare deterministe echivalente, cu care se determină planul de exploatare cel mai avantajos al sistemului în condiții de incertitudine.

Sistemul cascadă de CHE

Se presupune sistemul cascadă din figura 1, format din N centrale hidroelectrice avînd lacuri-tampon cu biefuri conjugate, situat în aval de o acumulare importantă (cu posibilități de regularizare pe termen lung).

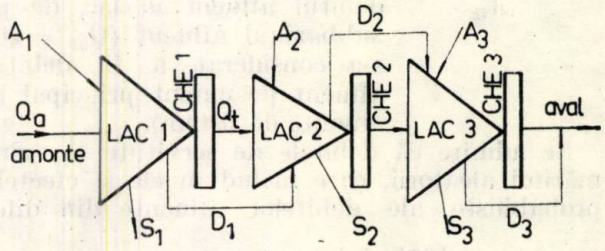


Fig. 2.

Datorită capacității reduse de înmagazinare a lacurilor-tampon, nu se poate pune problema regularizării pe o perioadă de timp mai mare a stocului existent în sistem, ci se urmărește o exploatare cît mai eficientă a acestuia în conformitate cu variația zilnică a mărimilor de intrare și de limitele fizice ale amenajării. După cum s-a precizat și în [3], este preferabilă turbinarea stocului în perioadele de vîrf de sarcină și acumularea lui în celelalte perioade, energia realizată fiind astfel mai prețioasă. În același timp însă, trebuie respectate restricțiile referitoare la nivelele maxime și minime în lacuri, la disponibilitatea grupurilor din centralele sistemului, la satisfacerea debitelor de apă pentru agricultură, industrie, populație etc. sau a nivelelor de etiaj, pentru navigație ș.a. Problema devine și mai complicată dacă unele mărimi care influențează comportarea sistemului au un caracter stocastic și nu pot fi incluse în analiză cu valori determinate.

Pentru stabilirea planului optim de exploatare zilnică a sistemului, se consideră graficul de sarcină divizat în T perioade de timp t_j,

*) Autorii sînt cadre didactice la Institutul politehnic București.

iar energiei, produsă prin turbinare sau pierdută prin deversare în aceste perioade, i se atribuie factori de valoare pozitivi C_j, respectiv negativi K_j aleşi în raport direct cu calitatea energiei realizate [3].

Elaborarea modelului se bazează pe ecuaţia de continuitate, care, pentru lacul i al sistemului şi perioada j de timp, se scrie :

$$V_{ij} = V_{0i} + \sum_{k=1}^{j} (Q_{i-1,k} + D_{i-1,k} + A_{ik} - Q_{ik} - D_{ik} - S_{ik}) \cdot t_k \quad (1)$$

unde

V_{ij} reprezintă volumul de apă din lac la sfîrşitul perioadei j;

V_{0i} — volumul iniţial (la inceputul analizei);

$Q_{i-1,k}$ şi Q_{ik} — debitele turbinate în centrala din amonte, respectiv în centrala lacului i, în perioada k;

$D_{i-1,k}$ şi D_{ik} — debitele deversate din lacul amonte în lacul i şi, respectiv, din lacul i în lacul aval al sistemului;

A_{ik} — debitul afluent în lac de pe subbazinul afluent ($Q_{0k} = Q_{ak}$ s-a considerat a fi debitul afluent pe cursul principal în amonte de sistem).

Se admite că debitele de servitute S_{ik} sînt mărimi aleatorii, care includ în ele şi efectele probabiliste ale debitelor afluente din diferenţele de bazin, fiind caracterizate, prin funcţii de densitate de probabilitate $f_{ik}(S_{ik})$ cunoscute, de forma prezentată în figura 2.

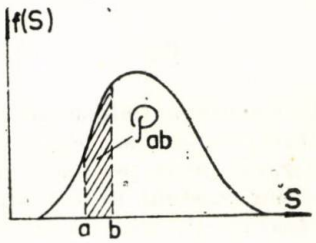


Fig. 2.

2. Descrierea modului matematic

Conform abordării probabiliste se impun următoarele restricţii stocastice :

a) Probabilitatea ca volumul V_{ij} de apă din lacul i la sfîrşitul perioadei j să fie cel mult egal cu volumul maxim V_{Mij}, admisibil în lac pentru perioada respectivă, să fie cel puţin egală cu o valoare α_{Mij} impusă :

$$\mathcal{P}\{V_{ij} \leqslant V_{Mij}\} \geqslant \alpha_{Mij} \quad (2)$$

în care $\alpha_{Mij} \in (0,1)$. De obicei, α_{Mij} este ales foarte apropiat de 1, iar probabilitatea complementară $(1 - \alpha_{Mij})$ măsoară riscul ca $V_{ij} > V_{Mij}$.

Înlocuind relaţia (1) în (2), se obţine :

$$\mathcal{P}\left\{V_{0i} - V_{Mij} + \sum_{k=1}^{j} (Q_{i-1,k} + D_{i-1,k} + A_{ik} - Q_{ik} - D_{ik}) \cdot t_k \leqslant \sum_{k=1}^{j} S_{ik} \cdot t_k\right\} \geqslant \alpha_{Mij} \quad (3)$$

După cum se ştie [4], variabilele aleatorii S_{ik} fiind presupuse independente, prin convoluţie se poate obţine densitatea de probabilitate

$$g_{ij}\left(s = \sum_{k=1}^{j} S_{ik} \cdot t_k\right) = \underset{k=1}{\overset{j}{*}} (S_{ik} \cdot t_k) \quad (4)$$

a variabilei aleatorii $s = \sum_{k=1}^{j} S_{ik} \cdot t_k$. Prin integrarea acestei funcţii rezultă funcţia de repartiţie corespunzătoare :

$$\mathcal{F}_{ij}(b) = \mathcal{P}\{s \leqslant b\} = \int_{-\infty}^{\infty} g_{ij}(s)\, ds \quad (5)$$

Deoarece inecuaţia probabilistă

$$\mathcal{S}(\theta \leqslant x\} = \mathcal{F}(\theta) \geqslant \alpha \quad (6)$$

re ca soluţie inegalitatea

$$\theta \leqslant \mathcal{F}^{-1}(1 - \alpha) = (\mathcal{R})^{1-\alpha}, \quad (7)$$

în care $(\mathcal{R})^{1-\alpha}$ este argumentul limită pentru care funcţia de repartiţie $\mathcal{F}$ are valoarea $1 - \alpha$, iar θ este argumentul curent, echivalentul determinist al restricţiei (3) se scrie [5] :

$$V_{0i} - V_{Mij} + \sum_{k=1}^{j} (Q_{i-1,k} + D_{i-1,k} + A_{ik} - Q_{ik} - D_{ik}) \cdot t_k \leqslant \mathcal{F}_{ij}^{-1}(1 - \alpha_{Mij}) = (\mathcal{R}_{i*j})^{1-\alpha_{Mij}} \quad (8)$$

b) Probabilitatea ca volumul V_{ij} de apă din lacul i la sfîrşitul perioadei j să fie cel puţin egal cu volumul minim V_{mij}, admisibil în lac pentru perioada respectivă, să fie cel puţin egală cu o valoare α_{mij} impusă, adică :

$$\mathcal{P}\{V_{ij} \geqslant V_{mij}\} \geqslant \alpha_{mij}, \quad (9)$$

unde $\alpha_{mij} \in (0,1)$ se alege de obicei apropiat de 1, iar probabilitatea complementară $(1 - \alpha_{mij})$ reprezintă riscul ca $V_{ij} < V_{mij}$.

Folosind (2) şi (9), rezultă :

$$\mathcal{P}\left\{V_{0i} - V_{mij} + \sum_{k=1}^{j} (Q_{i-1,k} + D_{i-1,k} + A_{ik} - Q_{ik} - D_{ik}) \cdot t_k \geqslant \sum_{k=1}^{i} S_{ik} \cdot t_k\right\} \geqslant \alpha_{mij} \quad (10)$$

Deoarece inecuației probabiliste

$$\mathcal{P}\{\theta \geqslant x\} = \mathcal{F}(\theta) \geqslant \alpha \tag{11}$$

îi corespunde inegalitatea

$$\theta \geqslant \mathcal{F}^{-1}(\alpha) = (\mathcal{R})^{\alpha}, \tag{12}$$

echivalentul determinist al restricției (10) se scrie :

$$V_0 - V_{mij} + \sum_{k=1}^{j} (Q_{i-1,k} + D_{i-1,k} + A_{ik} - Q_{ik} - D_{ik}) \cdot t_k \geqslant \mathcal{F}_{ij}^{-1}(\alpha_{mij}) = (\mathcal{R}_{i*j})^{\alpha_{mij}} \tag{13}$$

c) Pentru debitul turbinat Q_{ij} se adoptă aceeași restricție ca în cazul determinist, avînd forma :

$$Q_{ij} \leqslant m_{ij} \cdot Q_{Ii} \tag{14}$$

unde m_{ij} este coeficientul de disponibilitate al debitului instalat Q_{Ii} în perioada de timp j.

d) Restricția de atingere a volumelor finale V_{fi} la sfîrșitul perioadei de analiză, din modelul determinist, este acum modificată de caracterul stocastic al variabilelor S_{ij}. Introducînd speranța matematică $E[V_{fi}]$ a mărimii aleatorii V_{fi}, se poate scrie relația :

$$E_i[V_{fi}] = V_{0i} + \sum_{j=1}^{T} (Q_{i-1,j} + D_{i-1,j} + A_{ij} - Q_{ij} - D_{ij}) \cdot t_j - \sum_{j=1}^{T} t_j E_{ij}[S_{ij}], \tag{15}$$

în care, după cum se știe

$$E_{ij}[S_{ij}] = \int_{-\infty}^{\infty} S_{ij} \cdot f_{ij}(S_{ij}) \cdot \mathrm{d}S_{ij} \tag{16}$$

Dacă se impun mărimile $E_i[V_{fi}]$, egalitatea (15) constituie o nouă restricție a modelului stocastic.

e) Se alege ca funcție-obiectiv a primei etape de analiză valoarea medie probabilă a energiei brute realizată în sistem în toată perioada de analiză :

$$E\left[W_b = \sum_{i=1}^{N} \sum_{j=1}^{T} (Q_{ij} \cdot C_j + D_{ij} \cdot K_j) \cdot t_j\right] = max, \tag{17}$$

în care factorii de cost C_j sînt pozitivi, iar cei de penalizare K_j sînt negativi.

Pentru a opera în această etapă de optimizare doar cu inegalități, se renunță la restricțiile d), care sînt folosite pentru micșorarea numărului variabilelor de decizie. În acest sens, se explicitează debitele turbinate în ultima perioadă de timp ($j = T$) a intervalului total de analiză :

$$Q_{iT} = Q_{i-1,T} + D_{i-1,T} + A_{iT} - D_{iT} + \frac{1}{t_T} \cdot \left\{ V_{0i} - E_i[V_{fi}] + \sum_{j=1}^{T-1} (Q_{i-1,j} + D_{i-1,j} + A_{ij} - Q_{ij} - D_{ij}) \cdot t_j - \sum_{j=1}^{T} t_j \cdot E_{ij}[S_{ij}] \right\}, \tag{18}$$

eliminîndu-se din restricțiile (8), (13), (14) și din funcția-obiectiv (17), dar adăugîndu-se explicit restricția de nenegativitate a lui Q_{iT}.

Sistemul de inegalități devine :

$$V_{0i} - V_{Mij} + \sum_{k=1}^{j} (Q_{i-1,k} + D_{i-1,k} + A_{ik} - Q_{ik} - D_{ik}) \cdot t_k \leqslant (\mathcal{R}_{i*j})^{1-\alpha_{Mij}} \tag{19.a}$$

$(i = 1, 2, \ldots, N;\ j = 1, 2, \ldots, T-1)$

$$V_{0i} - V_{mij} + \sum_{k=1}^{j} (Q_{i-1,k} + D_{i-1,k} + A_{ik} - Q_{ik} - D_{ik}) \cdot t_k \geqslant (\mathcal{R}_{i*j})^{\alpha_{Mij}} \tag{19.b}$$

$(i = 1, 2, \ldots, N;\ j = 1, 2, \ldots, T-1)$

$$Q_{ij} < m_{ij} \cdot Q_{Ii},\ (i = 1, 2, \ldots, N;\ j = 1, 2, \ldots, T-1) \tag{19.c}$$

$$\sum_{j=1}^{T-1} (Q_{1j} + D_{1j}) \cdot t_j + D_{1T} \cdot t_T \geqslant V_{01} - E_1[V_{f1}] - m_{1T} \cdot Q_{I1} \cdot t_T + \sum_{j=1}^{T} (Q_{aj} + A_{1j}) \cdot t_j - \sum_{j=1}^{T} t_j \cdot E_{1j}[S_{1j}], \tag{19.d}$$

$$\sum_{j=1}^{T-1} (Q_{2j} + D_{2j}) \cdot t_j + D_{2T} \cdot t_T \geqslant (V_{01} + V_{02}) - \{E_1[V_{f1}] + E_2[V_{f2}]\} - m_{2T} \cdot Q_{I2} \cdot t_T + \sum_{j=1}^{T} (Q_{aj} + A_{1j} + A_{2j}) \cdot t_j - \sum_{j=1}^{T} t_j \cdot \{E_{1j}[S_{1j}] + E_{2j}[S_{2j}]\},$$

etc. ..... pînă la $i = N$

$$\sum_{j=1}^{T-1}(Q_{1j}+D_{1j})\cdot t_j + D_{1T}\cdot t_T \leqslant V_{01} -$$

$$- E_1[V_{f1}] + \sum_{j=1}^{T}(Q_{aj}+A_{1j})\cdot t_j -$$

$$- \sum_{j=1}^{T} t_j \cdot E_{1j}[S_{1j}], \qquad (19.e)$$

$$\sum_{j=1}^{T-1}(Q_{2j}+D_{2j})\cdot t_j + D_{2T}\cdot t_T \leqslant (V_{01} +$$

$$+ V_{02}) - \{E_1[V_{f1}] + E_2[V_{f2}]\} +$$

$$+ \sum_{j=1}^{T}(Q_{aj}+A_{1j}+A_{2j})\cdot t_j - \sum_{j=1}^{T} t_j \cdot$$

$$\cdot\{E_{1j}[S_{1j}] + E_{2j}[S_{2j}]\},$$

etc. ..... până la $i = N$

cu funcţia-obiectiv de maximizat :

$$E[W_b] = W_{b1} + W_{b2} + E[W_0], \qquad (20.a)$$

in care

$$W_{b1} = \sum_{i=1}^{N}\sum_{j=1}^{T-1}(C_j - C_T)\cdot Q_{ij}\cdot t_j \qquad (20.b)$$

$$W_{b2} = \sum_{i=1}^{N}\sum_{j=1}^{T}(K_j - C_T)\cdot D_{ij}\cdot t_j, \qquad (20.c)$$

iar

$$E[W_0] = N\cdot\left[V_{01} + \sum_{j=1}^{T}(Q_{aj}+A_{1j})\cdot t_j\right] +$$

$$+ (N-1)\cdot(V_{02} + \sum_{j=1}^{T} A_{2j}\cdot t_j) + \ldots$$

$$+ V_{0N} + \sum_{j=1}^{T} A_{Nj}\cdot t_j - N\cdot\left\{E_1[V_{f1}] +\right.$$

$$\left. + \sum_{j=1}^{T} t_j\cdot E_{1j}[S_{1j}]\right\} - (N-1)\cdot\left\{E_2[V_{f2}] +\right. \qquad (20.d)$$

$$\left. + \sum_{j=1}^{T} t_j\cdot E_{2j}[S_{2j}]\right\} - \ldots - \left\{E_N[V_{fN}] +\right.$$

$$\left. + \sum_{j=1}^{T} t_j E_{Nj}[S_{Nj}]\right\}$$

Soluţia sistemului (19) — (20) o constituie debitele turbinate Q_{ij} şi deversate D_{ij} pentru toate cele T perioade ale graficului de sarcină.

În etapa următoare de optimizare se maximizează valoarea energiei nete W_n :

$$max\left\{W_n = \sum_{j=1}^{T} C_j\cdot t_j \sum_{i=1}^{N}(\eta_{hmed})_{ij}\cdot Q_{ij}(V_{med})_{ij}\right\}, \qquad (21)$$

unde $(\eta_{hmed})_{ij}$ este randamentul hidraulic mediu în perioada j, avînd pentru simplificare o lege de variaţie de forma :

$$(\eta_{hmed})_{ij} = \eta_{Mi} - (\eta_{Mi} - \eta_{mi})\cdot\frac{1 - \dfrac{V_{Mi}}{(V_{med})_{ij}}}{1 - \dfrac{V_{Mi}}{V_{mi}}} \qquad (22)$$

iar $(V_{med})_{ij}$ este volumul mediu pentru lacul i în perioada j :

$$(V_{med})_{ij} = \frac{V_{i,j-1} + V_{ij}}{2} \qquad (23)$$

Expresia energiei nete conţine implicit, prin $(\eta_{hmed})_{ij}$, Q_{ij} şi $(V_{med})_{ij}$, influenţa valorilor impuse ale speranţelor matematice $E_i[V_{fi}]$ $i = 1, 2, \ldots, N$. Ca şi în cazul determinist, în această etapă a analizei se consideră drept parametri de decizie ai problemei de maximizare (21) valorile $E_i[V_{fi}]$ şi, printr-un procedeu discret de optimizare necondiţionată (algoritmul Hooke şi Jeeves [6]), se determină în final ansamblul optim de valori pentru speranţele matematice ale volumelor finale în lacuri.

Soluţia finală a celor două etape de maximizare constituie astfel schema cea mai avantajoasă de exploatare energetică a sistemului.

3. Rezultate numerice

Pentru exemplificarea concretă a metodei propuse de optimizare stocastică şi evidenţierea diferenţelor la care conduce faţă de situaţia deterministă, s-a analizat acelaşi sistem în ambele cazuri, cu date de intrare şi caracteristici fizice identice pînă la limita admisă de modelele respective.

Se consideră un sistem cascadă format din trei centrale cu lacuri-tampon asociate, pentru care volumele iniţiale V_0, volumele finale V_f (respectiv speranţele matematice $E[V_f]$) pentru prima iteraţie, limitele extreme de variaţie V_M şi V_m şi debitele instalate în centrale sînt trecute în tabelul 1.

Tabelul 1

	V_0 (10^6 m^3)	V_f ($E[V_f]$) (10^6 m^3)	V_M (10^6 m^3)	V_m (10^6 m^3)	Q_I (m^3/s)
Lac 1	7,5	9	10	4	210
Lac 2	4,8	5	6	2	180
Lac 3	7	4	9,3	3	195

Graficul de sarcină zilnic (fig. 3) s-a împărţit în cinci perioade de timp t_j, cărora li s-au atribuit coeficienţii de valoare C_j şi K_j (tabelul 2).

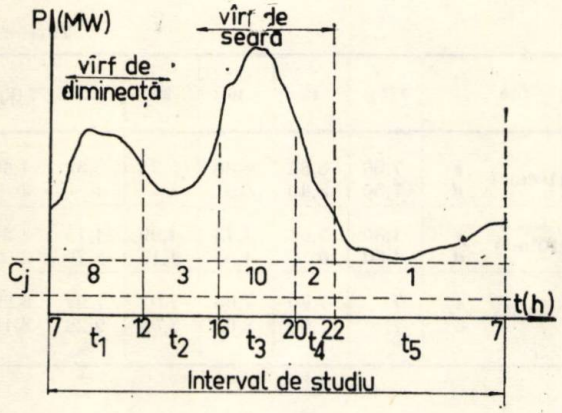


Fig. 3

Hidrografele debitului afluent principal Q_{aj} şi al debitelor afluente pe subbazine A_{ij}, precum şi coeficienţii de disponibilitate a debitelor instalate, respectiv debitele turbinabile maxime disponibile $(m_{ij} \cdot Q_{Ii})$ pentru ambele modele, sînt alese după cum se indică în tabelul 2.

Tabelul 2

Perioada	7–12	12–16	16–20	20–22	22–7
t_j(ore)	5	4	4	2	9
C_j	8	3	10	2	1
K_j	-10^5	-10^5	-10^5	-10^5	-10^5
Q_j(m³/s)	84	90	95	84	84
A_{1j}(m³/s)	20	20	20	20	20
A_{2j}(m³/s)	10	10	10	10	10
A_{3j} (m³/s)	20	25	30	35	40
m_{1j} (%)	95	75	80	90	25
m_{2j} (%)	50	95	95	50	50
m_{3j}(%)	25	50	90	75	75
$m_{1j} \cdot Q_{I1}$ (m³/s)	199,5	157,5	168	189	52,5
$m_{2j} \cdot Q_{I2}$ (m³/s)	90	171	171	90	90
$m_{3j} \cdot Q_{I3}$ (m³/s)	48,75	97,5	175,5	146,25	146,25

Pentru analiza stocastică, debitele de servitute S_{ij} se consideră variabile aleatorii cu histogramele cunoscute. Pentru simplificare, se presupune că pentru un lac dat, aceste histograme sînt identice în toate perioadele de timp t_j (fig. 4). Prin normare se pot obţine funcţiile de densitate de probabilitate $f_{ij}(S_{ij})$ corespunzătoare.

Utilizînd relaţia (16), rezultă următoarele valori ale speranţelor matematice $E_{ij}[S_{ij}]$:

$$E_{1j}[S_{1j}] = 31{,}3 \text{ m}^3/\text{s};\ E_{2j}[S_{2j}] + 37{,}5 \text{ m}^3/\text{s};$$
$$E_{3j}[S_{3j}] = 27{,}8 \text{ m}^3/\text{s}$$

Pentru a efectua comparaţia modelelor, în analiza deterministă s-au impus aceleaşi valori pentru debitele de servitute:

$$S_{ij} \leftrightarrow E_{ij}[S_{ij}]$$

Densităţile de probabilitate recurente (4), exprimate prin produse de convoluţie, precum şi funcţiile de repartiţie corespunzătoare (5) s-au determinat numeric folosind un program FORTRAN, în care integrările s-au efectuat prin metoda Simpson, cu un pas de calcul suficient de mic pentru a nu influenţa sensibil rezultatele. Curbele funcţiilor de repartiţie ob-

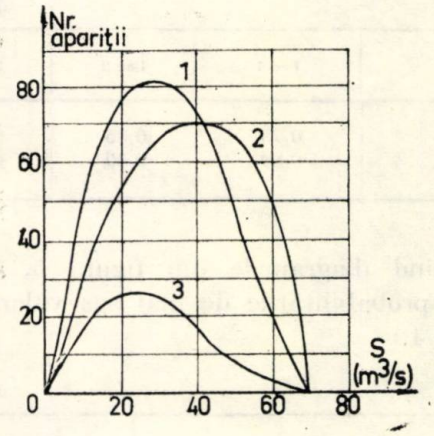


Fig. 4

ţinute sînt indicate în figura 5, unde pe ordonată sînt marcate valorile probabilităţilor, iar

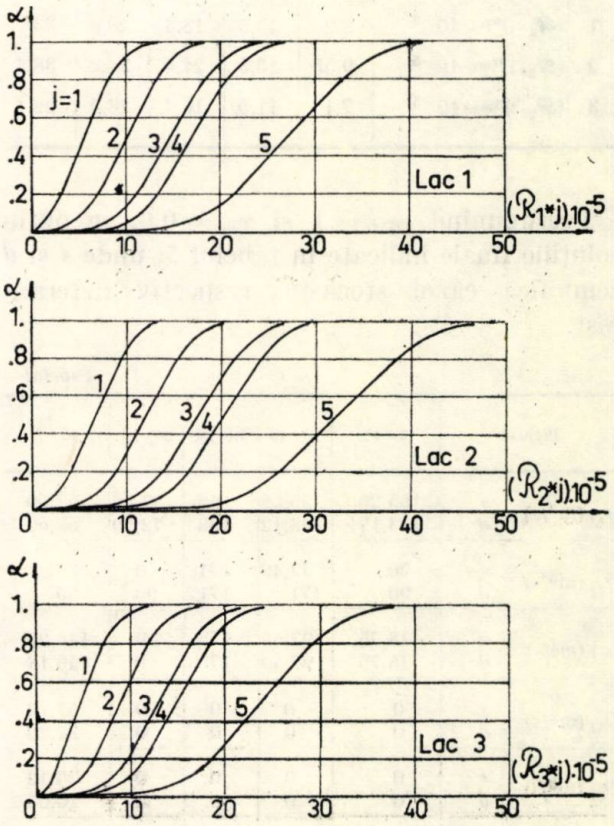


Fig. 5

pe abscisă valorile $(\mathscr{R}_{i*j})$ ale variabilelor $\sum_{k=1}^{j} S_{ik} \cdot t_k$.

Probabilităţile α_{Mij} şi α_{mij} considerate în calcule s-au admis, pentru simplificare, aceleaşi, pentru un lac dat, în toate perioadele de timp t_j, ca în tabelul 3.

Tabelul 3

	Lac 1	Lac 2	Lac 3
α_M	0,75	0,85	0,80
α_m	0,80	0,80	0,80

Folosind diagramele din figura 5, rezultă pentru probabilităţile de mai sus valorile din tabelul 4.

Tabelul 4

Lacul	Perioada	1	2	3	4	5
1	$(\mathscr{R}_{1*j})^{1-\alpha_{M1}} \cdot 10^{-5}$	3,5	7,7	11,95	14,2	22,7
2	$(\mathscr{R}_{2*j})^{1-\alpha_{M2}} \cdot 10^{-5}$	3,35	8,1	13	15,5	25
3	$(\mathscr{R}_{3*j})^{1-\alpha_{M3}} \cdot 10^{-5}$	2,7	6,28	9,8	11,7	19
1	$(\mathscr{R}_{1*j})^{\alpha_{m1}} \cdot 10^{-5}$	8,2	13,3	18,35	20,8	33
2	$(\mathscr{R}_{2*j})^{\alpha_{m2}} \cdot 10^{-5}$	9,55	15,5	21,4	24,2	38,6
3	$(\mathscr{R}_{3*j})^{\alpha_{m3}} \cdot 10^{-5}$	7,1	11,9	16,4	18,5	29,4

Presupunînd $\eta_M = 1$ şi $\eta_m = 0{,}6$, se obţin soluţiile finale indicate în tabelul 5, unde s şi d semnifică cazul stocastic, respectiv determinist.

Tabelul 5

Perioada		7–12	12–16	16–20	20–22	22–7
Q_{1j} (m³/s)	s	165,28	25,60	168	7,37	52,50
	d	184,17	98,12	168	72,70	52,50
Q_{2j} (m³/s)	s	90	62,40	171	0	90
	d	90	171	171	90	90
Q_{3j} (m³/s)	s	48,75	97,50	175	0	146,25
	d	48,75	97,50	175	0	146,18
D_{1j} (m³/s)	s	0	0	0	0	57,19
	d	0	0	0	0	20,20
D_{2j} (m³/s)	s	0	0	0	0	20,12
	d	0	0	0	0	10,05
D_{3j} (m³/s)	s	0	0	0	0	0,36
	d	0	0	0	0	0

Pornind de la valorile iniţiale impuse, variaţiile volumelor în lacuri în perioada de analiză rezultate din calcul sînt prezentate în tabelul 6.

Tabelul 6

Ora		7 (V_0)	12	16	20	22	7 (V_f)
V_1 (10^6m³)	s	7,50	5,83	6,60	5,38	5,85	4,66
	d	7,50	5,49	5,21	4	4	4
V_2 (10^6m³)	s	4,80	5,66	4,73	4,29	4,15	3,24
	d	4,80	6	4,55	4,12	3,79	2,02
V_3 (10^6m³)	s	7	7,60	7,05	7,02	7,07	6,29
	d	7	7,60	8,62	8,58	9,29	8,19

Valorile maximizate ale energiei brute, respectiv nete, exprimate în unităţi arbitrare, sînt :

$$s: \; E[W_b] = 15{,}06 \cdot 10^2; \; E[W_n] = 736{,}45 \cdot 10^{12}$$

$$d: \; W_b = 17{,}25 \cdot 10^2; \; W_n = 801{,}10 \cdot 10^{12}$$

La rularea programului s-a folosit un pas de explorare $\Delta = 2{,}5 \cdot 10^5$ m³ pentru parametrii $E[V_{fi}]$ şi V_{fi}, iar criteriul de oprire a procedeului „search pattern technique" l-a constituit condiţia $\Delta \geqslant \Delta_{min} = 2{,}5 \cdot 10^4$m³.

Concluzii

Din cauza gradului de incertitudine pe care îl implică abordarea stocastică, se constată că volumele în lacuri nu ajung în nici o perioadă la valorile limită V_M şi V_m, ci oscilează mai strîns în jurul valorilor medii (v. fig. 6), spre deosebire de varianta deterministă a cărei soluţie finală presupune, în anumite perioade de timp, realizarea valorilor extreme V_M sau V_m ale volumelor de apă în lacuri.

Optimizarea stocastică a programului de exploatare hidroenergetică cu referire la natura aleatorie a debitelor de servitute şi debitelor afluente prezintă un dublu caracter : a) atribuirea unui factor de risc pentru variaţiile aleatorii ale debitelor duce la o energie netă produsă mai mică, întrucît capacităţile maxime admisibile ale lacurilor nu sînt folosite integral ; b) pe de altă parte, cînd se compară eficienţa programului de exploatare stocastică cu programul determinist, trebuie să se ţină seama că, pentru lacurile mari şi mijlocii, atribuirea unui factor de risc este echivalentă cu micşorarea volumului de protecţie la ape mari, avînd ca rezultat mărirea volumului util datorită ridicării cotei maxime de exploatare. Acest fapt are ca rezultat o mărire a energiei nete

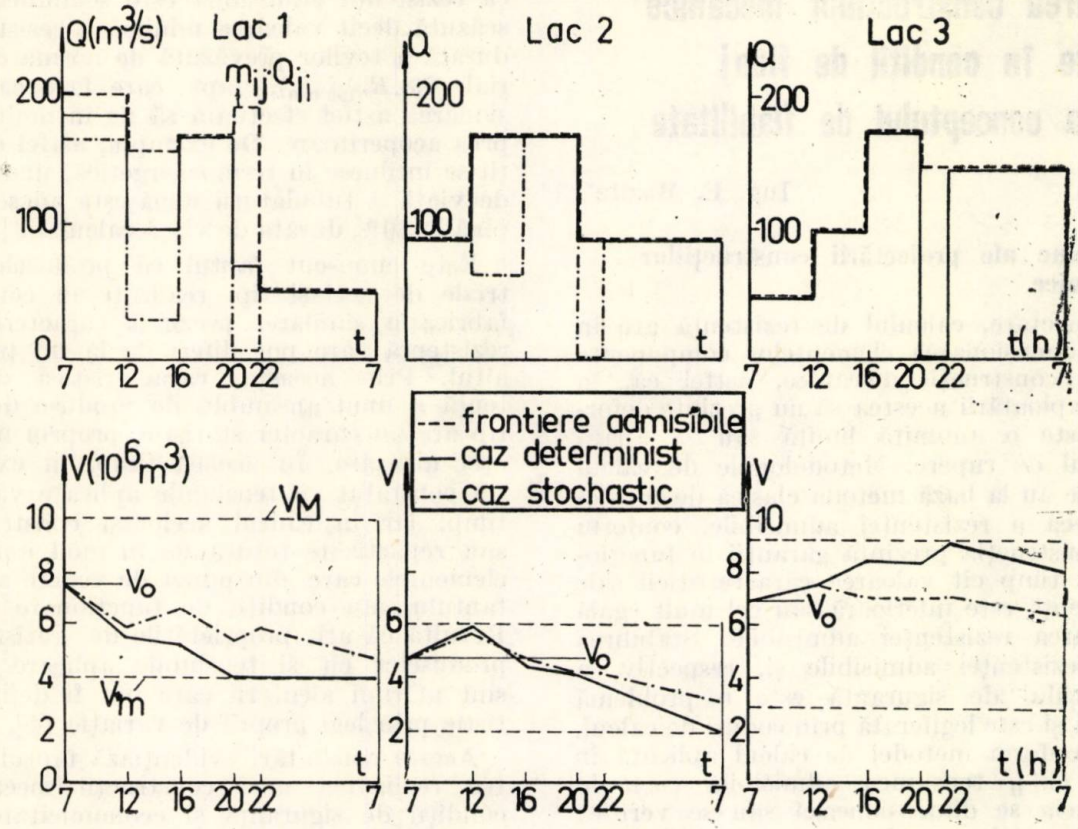


Fig. 6

produse, cu atît mai mare cu cît riscul asumat este mai mare. Pentru lacurile destul de mici însă, primul efect (micşorarea energiei nete produse) este preponderent.

Bibliografie

[1] Diacon, Al., Seteanu, I. şi Popa, R. *Model liniar-neliniar de optimizare hidroenergetică pe termen scurt.* În: Energetica, 24, nr. 1, 1976.

[2] Diacon, Al., Seteanu, I., Popa, R., Voicu, G. şi Stănculescu, F. *Exploatarea optimă a lacurilor cu regularizare zilnică-orară pentru un sistem de CHE în cascadă.* În: Energetica, 23, nr. 5—6, 1975.

[3] Diacon, Al., Seteanu, I. şi Popa, R. *Model determinist generalizat pentru optimizarea exploatării cascadelor de centrale hidroelectrice.* În: Energetica, 24, nr. 11, 1976.

[4] Fisz, M. *Probability theory and mathematical statistics.* J. Wiley, New York, 1963.

[5] Curry, G. L., Helm, J. C. şi Clark, R. A. *A model for a linked system of multi-purpose reservoirs with stochastic inflows and demands.* Texas Water Res. Inst., Techn. Report nr. 41, 1972.

[6] Kowalik, J. şi Osborne, M. R. *Methods for unconstrained optimization problems.* American Elsevier Publ. Co., New York, 1968.

(Articol intrat în redacţie la 30 noiembrie 1976)

Proiectarea construcțiilor mecanice solicitate în condiții de fluaj pe baza conceptului de fiabilitate

Ing. **E. Mazilu**[*)]

1. Probleme ale proiectării construcțiilor mecanice

În proiectare, calculul de rezistență are în vedere dimensionarea elementelor componente ale unei construcții mecanice, astfel ca, în timpul exploatării acestea să nu prezinte deformații peste o anumită limită sau să apară fenomenul de rupere. Metodologiile de calcul în vigoare au la bază metoda clasică de proiectare, aceea a rezistenței admisibile, conform căreia construcția prezintă garanții în funcționare atît timp cît valoarea caracteristicii sale de rezistență este inferioară sau cel mult egală cu valoarea rezistenței admisibile. Stabilirea valorii rezistenței admisibile și, respectiv, a coeficientului de siguranță este o problemă complexă și este legiferată prin coduri de calcul. Astfel, conform metodei de calcul aplicată în prezent [14], tensiunea admisibilă (σ_a), în baza căreia se dimensionează sau se verifică țevile din oțel care lucrează în condiții de fluaj, este dată de raportul dintre caracteristica de fluaj la temperatura și durata de calcul a acestora ($R_{1/t}$ sau $R_{r/t}$) și un coeficient de siguranță egal cu 1,5. În normele de material naționale sau internaționale sînt date valorile medii ale caracteristicilor de fluaj pentru 10 000 și 100 000 h (mai recent, într-o serie de norme ca ISO, DIN, sînt prevăzute valori și pentru durate de 200 000 și 250 000 h), valori față de care se admit abateri de $\pm$ 20%.

Metodologia de calcul descrisă mai sus este prezentată schematic în figura 1 [6]. Se observă

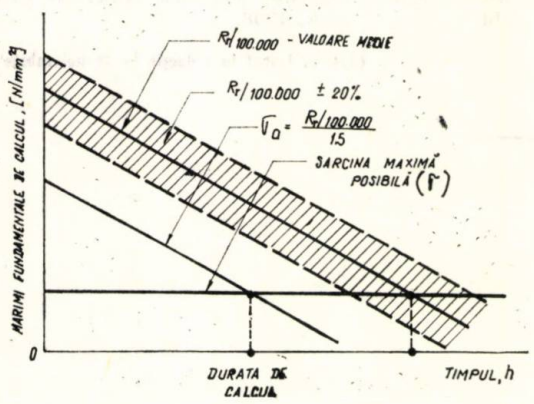


Fig. 1. Determinarea duratei de viață calculată pentru un lot de țevi din oțel în baza metodei rezistenței admisibile.

că rezistența admisibilă este semnificativ mai scăzută decît valoarea minimă a rezistenței de durată a țevilor prevăzută de norma de material ($0{,}8.R_{r/100\,000}$), fapt care face ca dimensionarea astfel efectuată să fie în multe cazuri prea acoperitoare. De exemplu, astfel de situații se întîlnesc în termoenergetică, unde durata de viață a tubulaturii depășește adesea cu 20 pînă la 80% durata de viață calculată [3], [12].

Este cunoscut faptul că produsele industriale de același tip, realizate în condiții de fabricație similare, prezintă caracteristici de rezistență care pot diferi de la un produs la altul. Prin aceasta, caracteristica de rezistență a unui ansamblu de produse de același tip are un caracter statistic, propriu mărcii de oțel utilizate. În același timp, în exploatare s-a constatat că tensiunile aplicate variază în timp, iar în cadrul acelorași construcții nu sînt repartizate totdeauna în mod uniform pe elementele care, din punct de vedere al proiectantului, au condiții de funcționare similare. Rezultă că atît proprietățile de rezistență ale produselor cît și tensiunile aplicare acestora sînt mărimi aleatorii care pot fi definite statistic prin legi proprii de variație [4], [7], [8].

Aceste constatări evidențiază faptul că pentru realizarea unei construcții mecanice în condiții de siguranță și economicitate cunoscute, este necesară abordarea calculelor de proiectare prin prisma unor concepte noi, care să țină seama de caracterul aleatoriu al mărimilor fundamentale de calcul și care să coreleze gradul necesar de siguranță cu factorii economici.

2. Criterii ale proiectării fiabiliste a construcțiilor mecanice

Descrierea cantitativă a proceselor aleatorii se bazează pe metodele teoriei probabilităților, metode care stau la baza conceptului de fiabilitate. Teoria fiabilității exprimă probabilitatea cu care construcția mecanică, respectiv elementele care o compun, își îndeplinesc într-o anumită perioadă de timp funcția pentru care au fost realizate. Pentru un lot de produse care formează o populație statistică, fiabilitatea este o caracteristică de proiectare definită matematic, care poate fi determinată a priori.

Utilizarea criteriilor de probabilitate la evaluarea siguranței în exploatare a produselor este un fapt obișnuit în industria electronică și este o problemă în plină dezvoltare în domeniul structurilor aerospațiale. În alte sectoare, ca, de exemplu, în sectorul mecanic, se pot semnala numai tendințe de organizare a metodologiei de calcul, metodologie cunoscută sub numele de „fiabilitate mecanică".

*) Ing. E. Mazilu este cercetător științific principal la Institutul de cercetări metalurgice.

În vederea aplicării teoriei fiabilității la proiectarea construcțiilor mecanice este necesar să se admită că :

— fiecare produs face parte dintr-o populație statistică ;

— proprietățile fizico-mecanice ale fiecărui produs sînt omogene și statistic independente ;

— dimensiunile geometrice ale produselor au un caracter aleatoriu.

Pe această bază, dimensionarea sau verificarea construcției se face după următoarele criterii :

— fiabilitatea construcției sau a produselor din care este constituită exprimată cantitativ ;

— factorul de sarcină, care este dat de raportul între cele două mărimi fundamentale de calcul, tensiunea (σ) și caracteristica de rezistență (R), definite statistic.

Conceptul de defectare arată că fenomenul de rupere apare atunci cînd rezistența construcției este egală sau mai mică decît tensiunea aplicată. Astfel, dacă pentru o construcție mecanică formată din produse de, același tip, tensiunea aplicată și, respectiv, caracteristica de rezistență admit o distribuție statistică pentru care (fig. 2) [7] :

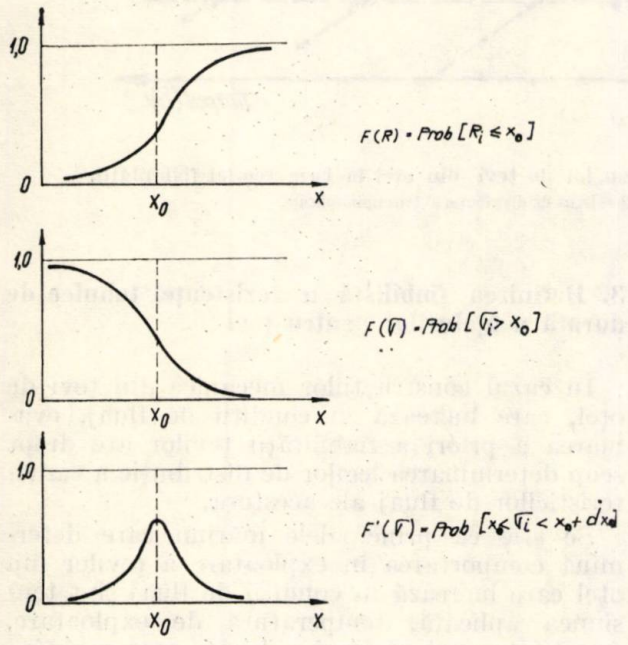


Fig. 2. Fenomenul de apariție a ruperii la o constucție mecanică în viziune fiabilistă.

— $F(R)$ este probabilitatea ca valoarea rezistenței (R_i) să fie mai mică decît o valoare dată x_0 ;

— $F(\sigma)$ este probabilitatea ca valoarea tensiunii (σ_i) să fie mai mare ca x_0,

probabilitatea de apariție a ruperii $Q(x_0)$ este dată de relația :

$$Q(x_0) = \int_0^\infty F(R) \cdot |F'(\sigma)| \cdot dx \qquad (1)$$

unde $F'(\sigma)$ este probabilitatea ca tensiunea să fie cuprinsă între x_0 și $x_0 + dx_0$.

Fiabilitatea construcției [$\Phi(x_0)$], care exprimă probabilitatea ca fenomenul de rupere să nu apară, este :

$$\Phi(x_0) = 1 - Q(x_0) \qquad (2)$$

Dacă cele două mărimi de calcul sînt aleatorii, atunci și raportul lor $y = R_i/\sigma_i$, denumit în teoria fiabilității „factor de sarcină", va fi aleatoriu, avînd o distribuție statistică proprie. Funcția de repartiție a distribuției valorilor factorului de sarcină $F(y)$, exprimată în baza valorilor tensiunii aplicate, va fi dată de relația :

$$F(y) = \int_0^\infty |F'(\sigma)| . F(\sigma . y) . d\sigma \qquad (3)$$

și respectiv, exprimată în baza valorilor rezistenței :

$$F(y) = \int_0^\infty |F'(R)| . F(R/y) . dR. \qquad (4)$$

Cunoscînd funcțiile de repartiție $F(R)$ și $F(\sigma)$, prin integrare numerică pe calculator se obține funcția de repartiție a factorului de sarcină. În figura 3 se prezintă, după [6], distribuția caracteristicii de fluaj și a tensiunii aplicate la o temperatură (T) constantă pentru un lot de țevi care lucrează în condiții de fluaj, precum și legea de variație a factorului de sarcină cu probabilitatea de apariție a ruperii. S-a presupus că cele două caracteristici de proiectare admit o distribuție normală.

Se constată că pentru o durată de calcul corespunzătoare punctului $MTBF$ (media timpului de bună funcționare), cu un nivel de încredere dat, probabilitatea de apariție a ruperii este minimă, caz pentru care factorul de sarcină poate avea valoarea 1. Odată cu creșterea duratei de calcul peste valoarea $MTBF$, suprafața de interferență dintre cele două distribuții se mărește, probabilitatea de apariție a ruperii crește, fiind maximă în punctul în care valoarea tensiunii aplicate minim posibilă definită statistic este egală cu valoarea statistică maxim posibilă a caracteristicii de fluaj. În acest caz, în funcție de gradul de siguranță impus prin proiect și pe baza unui calcul de eficiență economică, proiectarea produselor se realizează fie utilizînd

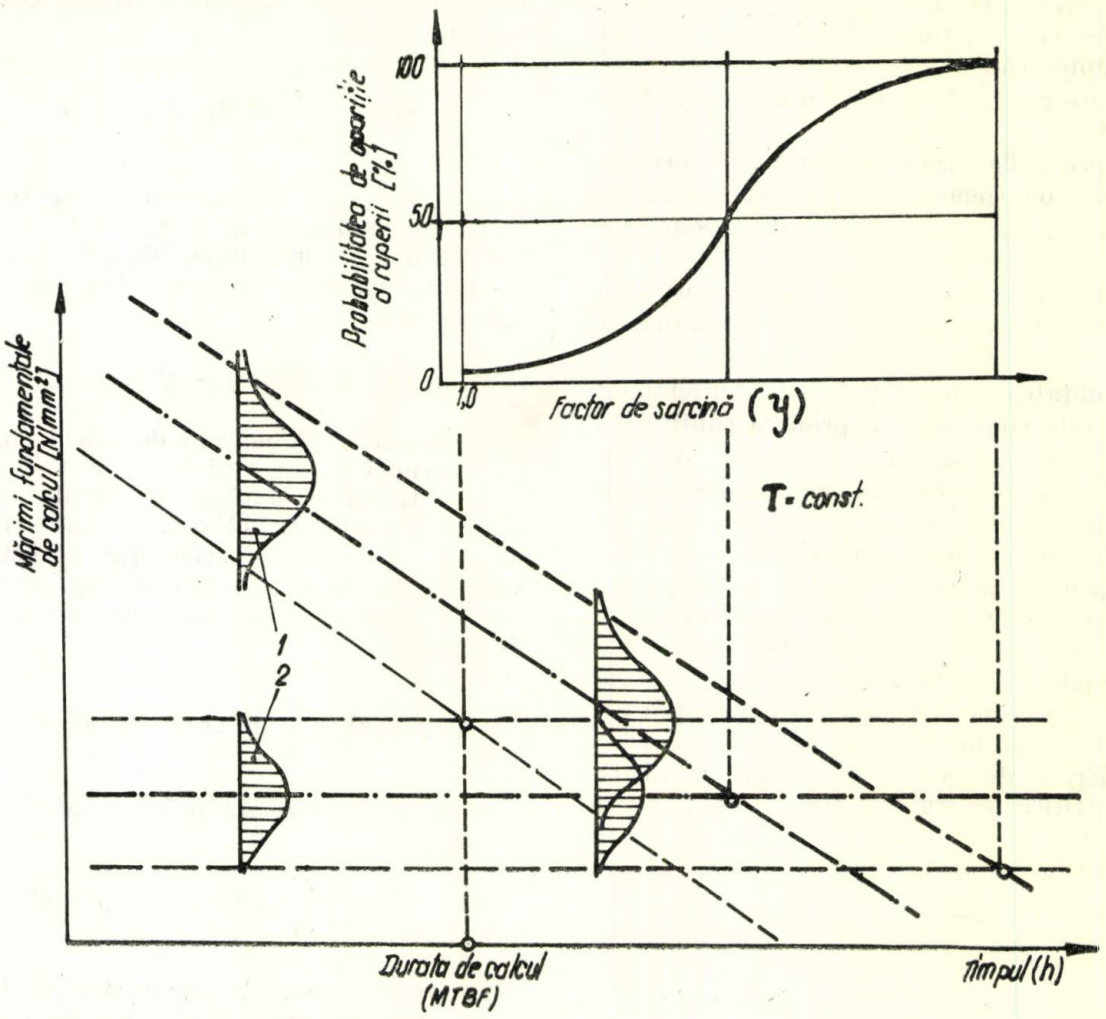


Fig. 3. Determinarea duratei de viață calculată pentru un lot de țevi din oțel în baza teoriei fiabilității.
1 — legea de distribuție a caracteristicii de fluaj; *2* — legea de distribuție a tensiunii aplicate.

un factor de sarcină mai mare ca unitatea — ceea ce duce la o dimensionare mai robustă a țevilor — , fie prin alegerea unui oțel cu caracteristici de fluaj superioare, care să asigure pentru $MTBF$ o valoare egală sau mai mare ca durata de calcul.

Rezultă că proiectarea unei construcții mecanice pe baza conceptului de fiabilitate se poate realiza dacă se cunosc legile de distribuție a mărimilor fundamentale de calcul, tensiunea aplicată și caracteristica de rezistență. Producătorului de oțel îi revine sarcina să pună la dispoziția proiectantului date complete privind caracteristicile de material ale produselor sale, analizate a priori prin prisma conceptului de fiabilitate, iar proiectantul trebuie să cunoască legea de variație în timp a încărcării. În continuare, în lucrare este analizată definirea fiabilistă a caracteristicii de material.

3. Definirea fiabilistă a rezistenței tehnice de durată a oțelurilor pentru țevi

În cazul construcțiilor mecanice din țevi de oțel, care lucrează în condiții de fluaj, evaluarea a priori a fiabilității țevilor are drept scop determinarea legilor de distribuție a caracteristicilor de fluaj ale acestora.

Se știe că principalele mărimi care determină comportarea în exploatare a țevilor din oțel care lucrează în condiții de fluaj sînt tensiunea aplicată, temperatura de exploatare, durata de exploatare și valoarea caracteristicii de fluaj a oțelului [8]. În toate cazurile în care ruperea constituie condiția limită de proiectare, dimensionarea trebuie să se facă pe baza valorii rezistenței tehnice de durată a oțelului la temperatura și durata de calcul prescrisă. Rezultă că în condițiile unei temperaturi și durate de calcul precizate, fenomenul de apariție a ruperii prin fluaj este funcție de valoarea tensiunii aplicate și de valoarea rezistenței

tehnice de durată a oţelului la momentul considerat.

Rezistenţa tehnică de durată este o caracteristică de material deosebit de complexă şi sensibilă la influenţa factorilor de compoziţie chimică, tehnologici şi de încercare. Aceasta face ca ea să fie cu precădere supusă unor dispersii accentuate, deci poate fi definită ca o mărime aleatorie şi exprimată printr-una din legile de distribuţie a teoriei probabilităţilor [7]. Dar, după cum se ştie, prin încercări la fluaj se obţine timpul necesar pentru ruperea unei probe convenţionale la tensiune şi temperatură constantă. Este necesar ca prin aplicarea uneia dintre metodele existente de prelucrare a datelor experimentale de fluaj să se determine valorile rezistenţei de rupere la temperaturi şi durate de timp constante [1]. Valorile rezistenţei de rupere la fluaj astfel calculate, pentru mai multe loturi de probe dintr-o aceeaşi marcă de oţel, formează o populaţie statistică care poate fi exprimată printr-una din legile de distribuţie ale teoriei fiabilităţii.

În general, caracteristicile de rezistenţă ale materialelor urmează legea de distribuţie Weibull [7], [8], [10], pentru care funcţia de densitate a valorilor variabilei este:

$$f(x) = \frac{\beta}{\eta}\left(\frac{x-\gamma}{\eta}\right)^{\beta-1} \cdot e^{-\left(\frac{x-\gamma}{\eta}\right)^{\beta}}, \qquad (5)$$

iar funcţia de fiabilitate este dată de relaţia:

$$\Phi(x) = e^{-\left(\frac{x-\gamma}{\eta}\right)^{\beta}}, \qquad (6)$$

unde β este parametrul de formă al distribuţiei Weibull;

η — parametrul de scară reală;

γ — parametrul de origine sau localizare.

Prin definiţie parametrul γ reprezintă valoarea cea mai mică posibilă a variabilei. În multe cazuri, pentru simplificarea calculelor, această valoare se consideră drept origine a valorilor variabilei, astfel că $\gamma = 0$ [9], [11].

Estimarea valorii parametrilor unei populaţii Weibull se poate face prin două metode, şi anume:

— Metoda analitică, caz în care se determină funcţia de verosimilitate maximă a populaţiei [2], [5], [13]. Astfel se consideră un lot de n ţevi din aceeaşi marcă de oţel sau probe convenţionale preluate din acestea, care sînt solicitate în condiţii de fluaj cu o tensiune σ_p. Se presupune că valorile rezistenţei de durată a celor n elemente supuse testării (R_{ri}) admit o distribuţie de tip Weibull. La timpul $t = t_p$ se întrerupe testarea. Se constată că în intervalul de timp $(0; t_p)$, la un număr de elemente ($r < n$), au apărut ruperi.

Pentru $\gamma = 0$, funcţiile parţiale de verosimilitate sînt:

— pentru cele $(n - r)$ elemente la care nu s-a produs ruperea:

$$L_1(\beta, \eta) = e^{-\left(\frac{\sigma_p}{\eta}\right)^{\beta} \cdot (n-r)}$$

— pentru cele r elemente la care s-a produs ruperea:

$$L_2(\beta, \eta) = \prod_{i=1}^{r} e^{-\left(\frac{R_{ri}}{\eta}\right)^{\beta}} \cdot \beta \cdot \left(\frac{1}{\eta}\right)^{\beta} \cdot R_{ri}^{\beta-}$$

Funcţia de verosimilitate a întregului lot supus testării $L(\beta, \eta)$ este dată de produsul celor două funcţii parţiale, astfel că:

$$L(\beta, \eta) = e^{-\left(\frac{\sigma_p}{\eta}\right)^{\beta} \cdot -r} \prod_{i=1}^{r} e^{-\left(\frac{R_{ri}}{\eta}\right)^{\beta}} \cdot$$

$$\cdot \beta \cdot \left(\frac{1}{\eta}\right)^{\beta} \cdot R_{ri}^{\beta-1} \qquad (7)$$

După logaritmare, dacă se notează:

$$\ln[L(\beta, \eta)] = H(\beta, \eta)$$

şi $y_i = \frac{R_{ri}}{\sigma_p}$ pentru $i = 1, 2, 3, \ldots, r$,

se obţine

$$H(\beta, \eta) = -(n-r)\left(\frac{\sigma_p}{\eta}\right)^{\beta} \cdot r \cdot \ln\left(\beta \cdot \frac{1}{\eta\beta}\right) - \qquad (8)$$

$$-\left(\frac{1}{\eta}\right)^{\beta} \cdot e^{\beta \cdot \ln \sigma_p} \sum_{1}^{r} e^{\beta \cdot \ln y_i} + (\beta - 1)\left[r \cdot \ln \sigma_p + \right.$$

$$\left. + \sum_{1}^{r} \ln y_i\right]$$

Valoarea maximă a funcţiei de verosimilitate a populaţiei Weibull se obţine pentru:

$$\frac{\partial H}{\partial \beta} = 0 \text{ şi } \frac{\partial H}{\partial \eta} = 0 \qquad (9)$$

ecuaţii care dau valorile probabile maxime pentru β şi η.

— Metoda grafică, caz în care se utilizează o hîrtie grafică cu scări funcţionale [7], [13]. În figura 4 se prezintă, după [11], o populaţie care admite o distribuţie de tip Weibull. Estimarea valorii parametrilor populaţiei Weibull se face prin citire directă pe grafic. Astfel, în exemplul dat $\beta = 3$, $\eta = 6{,}4$, $\gamma = 0$. În general, atunci cînd parametrii distribuţiei sînt necunoscuţi, se recomandă prelucrarea datelor prin metoda grafică [9], [11].

Cunoscînd valorile pentru β, η şi γ, se calculează valoarea medie şi abaterea standard a populaţiei, precum şi funcţiile $f(x)$ şi $F(x)$, care definesc populaţia Weibull studiată.

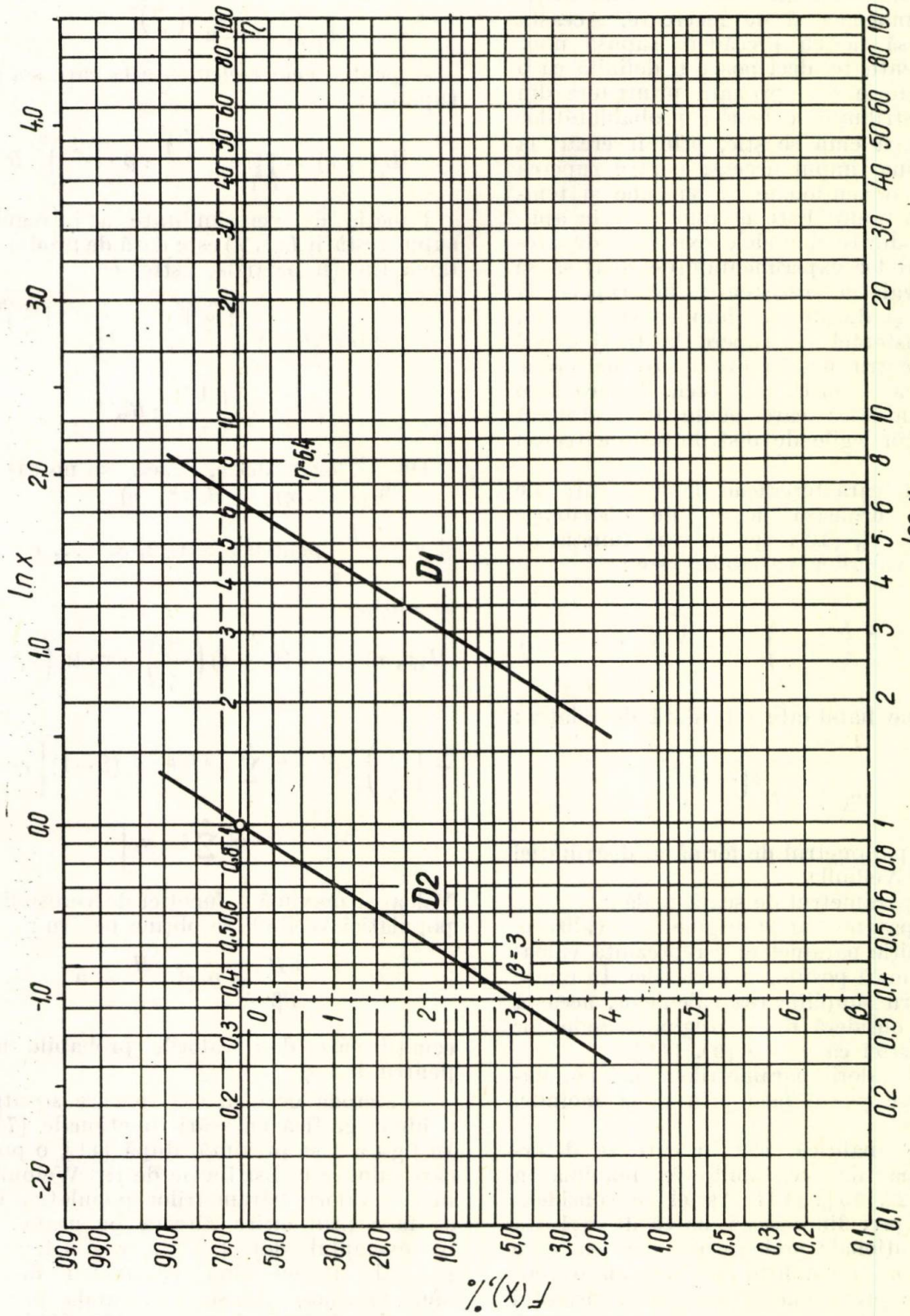


Fig. 4. Reprezentarea grafică a unei populații Weibull.

Avînd astfel determinată legea de distribuție a rezistenței tehnice de durată a lotului de țevi și cunoscînd legea de distribuție a tensiunii aplicate, care poate fi de asemenea definită printr-o funcție Weibull [4], [8], prin suprapunerea lor se determină condiția limită de apariție a ruperii. În figura 5 se prezintă interferența grafică a celor două mărimi fundamentale de calcul, necesare în calculul de proiectare al unei construcții mecanice din țevi de oțel care lucrează în condiții de fluaj, definite prin funcții Weibull.

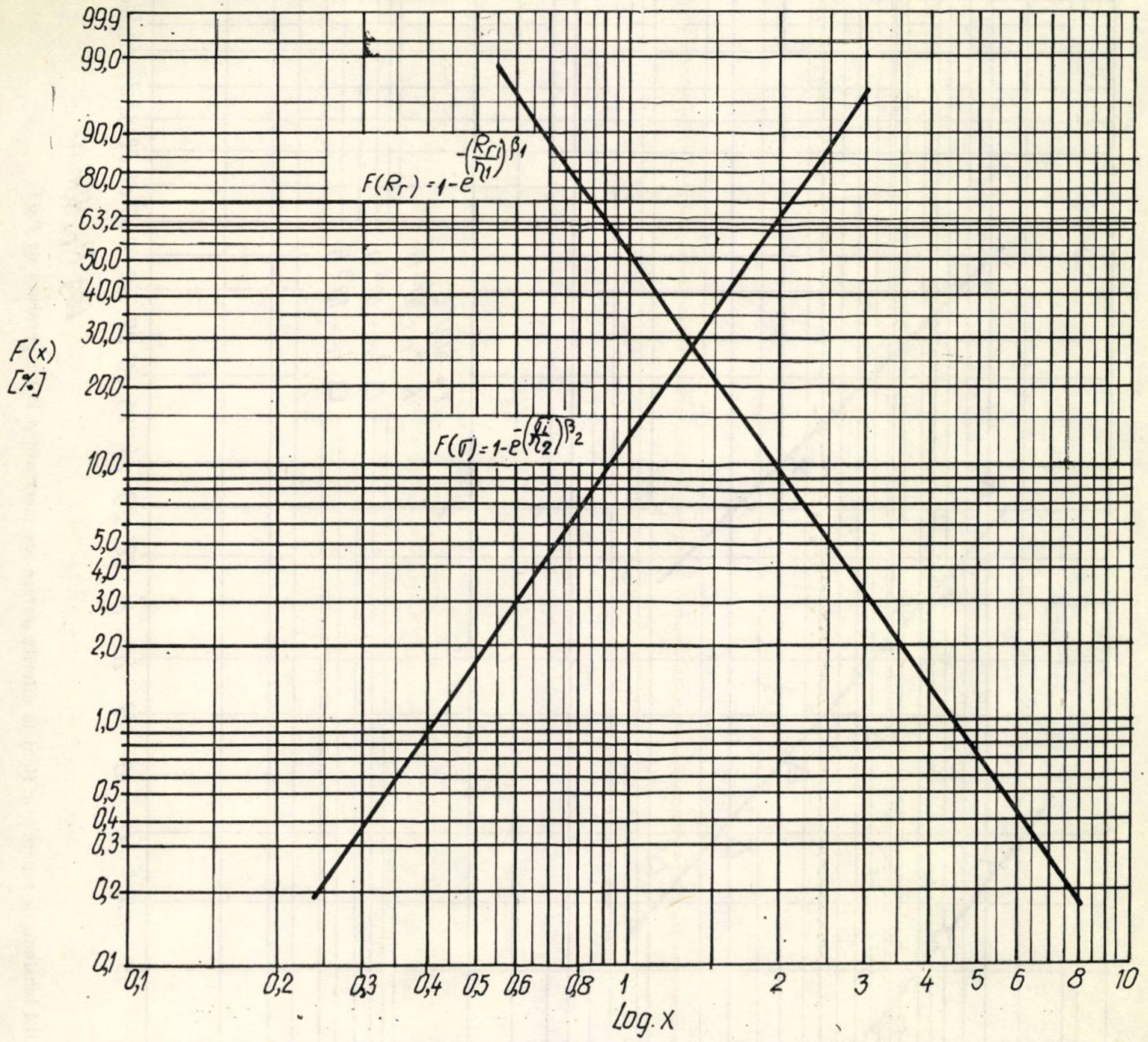


Fig. 5. Interferența grafică a mărimilor fundamentale de calcul definite prin funcții Weibull.

4. Evaluarea a priori a fiabilității țevilor din oțel OLT 35K

Metoda prezentată este aplicată la evaluarea a priori a fiabilității țevilor din oțel-carbon care lucrează în condiții de fluaj. Încercările la fluaj s-au făcut pe probe convenționale preluate din opt șarje diferite de oțel de tip OLT 35K. Epruvetele s-au încercat la temperaturi de 400, 450 și 500°C și tensiuni cuprinse între 40 și 300 N/mm². În tabelul 1 se prezintă valorile

Tabelul 1

Temperatura, °C	Timpul de rupere, h	Valoarea calculată a tensiunii de rupere (rezistența tehnică de durată), (N/mm²), pentru șarjele:							
		1	2	3	4	5	6	7	8
400	10^3	268	253	271	231	242	230	272	285
	10^4	181	183	211	168	165	186	213	235
	10^5	123	122	165	143	128	142	154	137
450	10^3	221	174	165	130	170	—	193	167
	10^4	132	85	131	112	108	—	96	95
	10^5	101	60	90	74	67	—	79	68
500	10^3	74	—	120	—	—	67	90	96
	10^4	55	—	77	—	—	—	42	40
	10^5	44	—	54	—	—	—	28	31

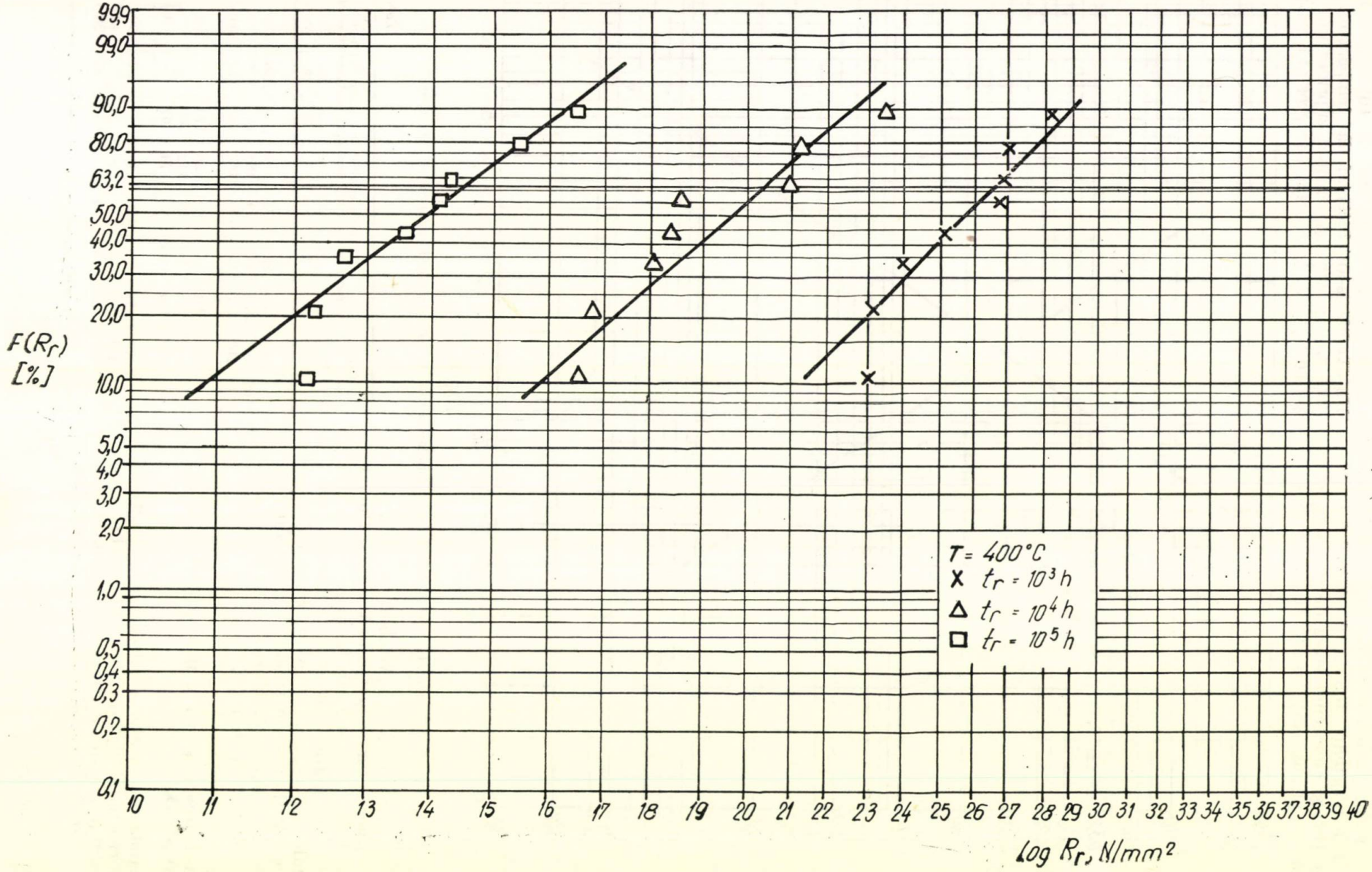
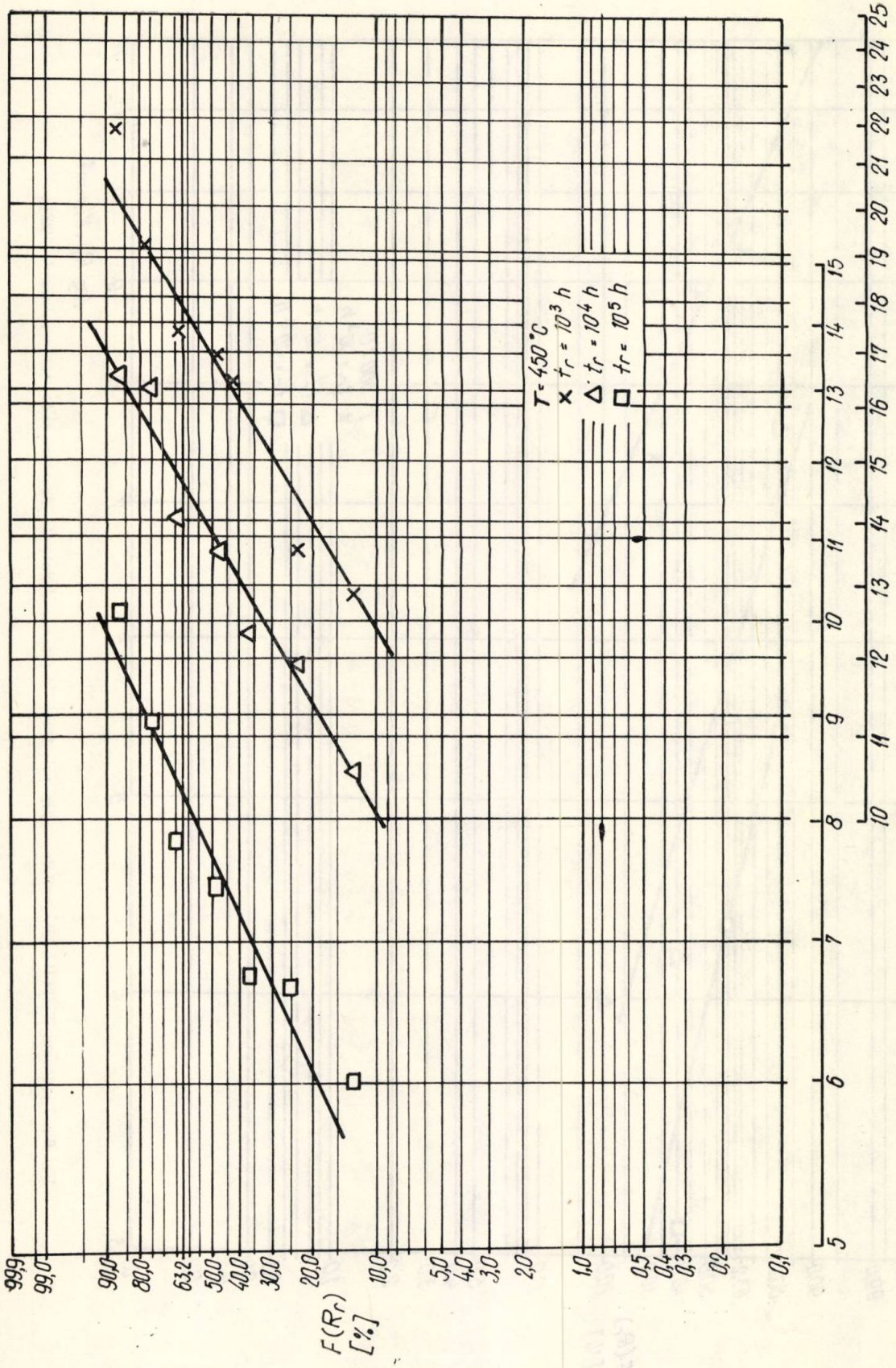


Fig. 6 a. Diagrama Weibull a tensiunii de rupere prin fluaj la diferite durate de încercare și la temperatura de 400°C.



[Fig. 6 b. Diagrama Weibull a tensiunii de rupere prin fluaj la diferite durate de încercare și la temperatura de 450°C

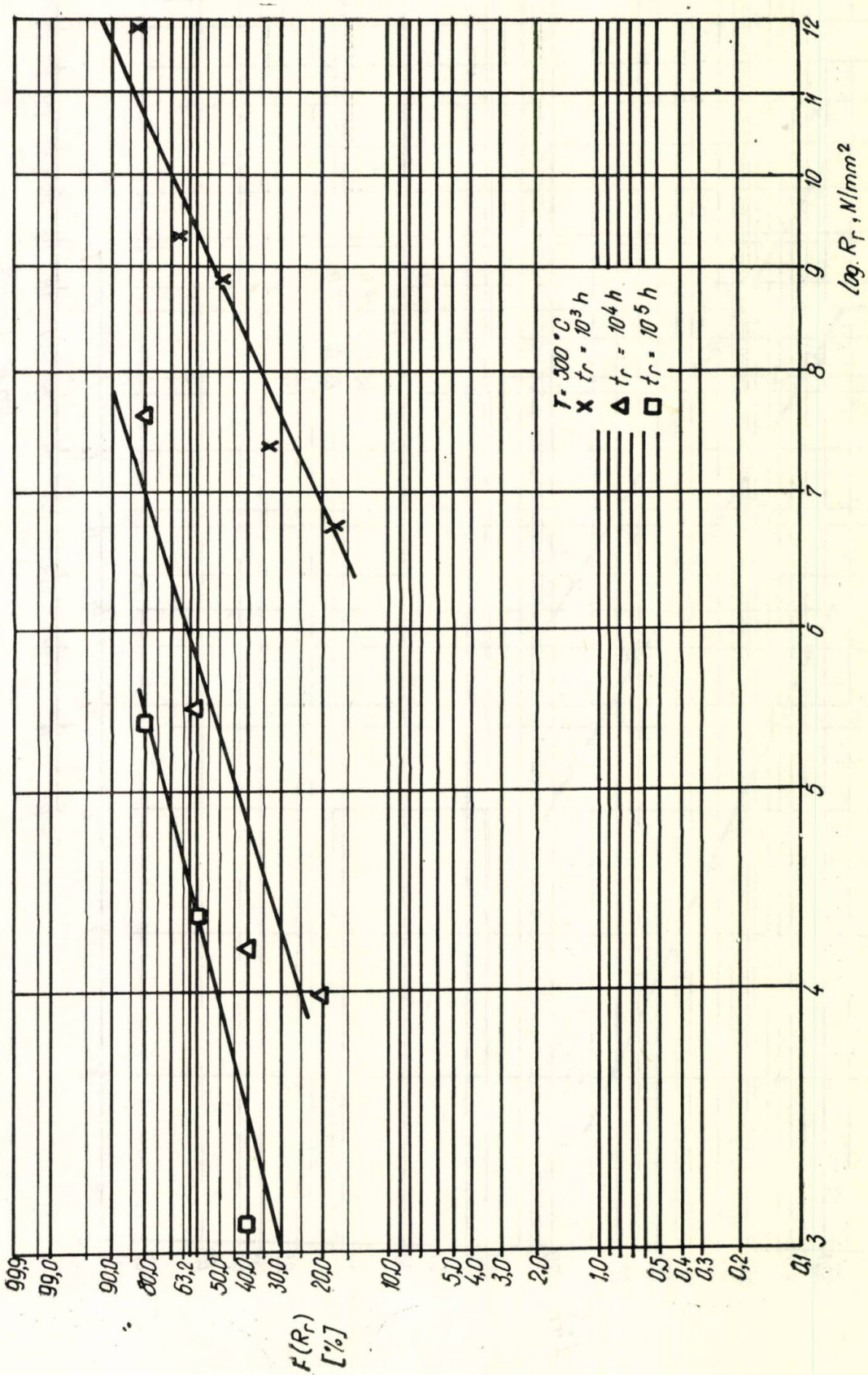


Fig. 6 c. Diagrama Weibull a tensiunii de rupere prin fluaj la diferite durate de încercare și la temperatura de 500°C.

tensiunii de rupere (σ_r), respectiv a rezistenței tehnice de durată a oțelului studiat (R_r) la durate de 10^3, 10^4 și 10^5 h, obținute prin prelucrarea datelor experimentale de fluaj în coordonate dublu logaritmice, prin metoda dreptelor [1].

În figurile 6 *a*, 6 *b* și 6 *c* au fost înscrise, în diagrame Weibull, valorile tensiunilor de rupere la fluaj pentru marca de oțel considerată. Se constată că valorile tensiunii de rupere la fluaj la temperaturi de 400, 450 și 500°C și durate de 10^3, 10^4 și 10^5 h formează o familie de drepte. Aceasta confirmă faptul că ansamblul rezultatelor obținute la marca de oțel analizată admite distribuții de tip Weibull. Pentru fiecare din dreptele din figurile 6 *a* — 6 *c*, care reprezintă distribuția tensiunilor de rupere prin fluaj, respectiv pe cea a rezistenței de durată, au fost determinate valorile parametrilor β și η ai funcției Weibull, rezultatele obținute fiind date în tabelul 2. În același

Tabelul 2

T °C	t_r h	β	η N/mm²	$\bar{R}_r$ N/mm²	R_r/t conf. DIN 17175 N/mm²
400	10^3	9,4	269	260	—
	10^4	8,6	205	194	195
	10^5	7,8	146	137	135
450	10^3	6,3	179	164	—
	10^4	5,5	121	112	115
	10^5	4,9	83	74	70
500	10^3	4,3	96	86	—
	10^4	3,1	60	57	55
	10^5	2,8	43	35	30

tabel au fost înscrise valorile medii ale tensiunii de rupere ($\bar{R}_r$) care rezultă la duratele și temperaturile considerate. Cu aceste valori s-au calculat funcțiile de densitate ale valorilor tensiunii de rupere la fluaj $f(R_r)$ pentru fiecare temperatură și durată considerată. În figura 7, în coordonate logaritmul tensiunii — logaritmul timpului de rupere, sînt reprezentate grafic funcțiile $f(R_r)$ și s-au trasat pentru nivele de temperatură constantă curbele care unesc valorile medii ale distribuției tensiunii de rupere la fluaj.

Se obține astfel, pe nivele de temperatură, legea de distribuție a rezistenței tehnice de durată a țevilor din oțelul considerat și cu nivelul de semnificație cerut se poate determina abaterea standard a valorilor rezistenței de rupere prin fluaj. Se constată ca forma funcțiilor $f(R_r)$ se modifică cu temperatura și respectiv cu timpul de încercare, iar valorile medii ale distribuției tensiunii de rupere ($\bar{R}_r$) calculate nu diferă semnificativ de cele specificate în norma de material (v. tabelul 2).

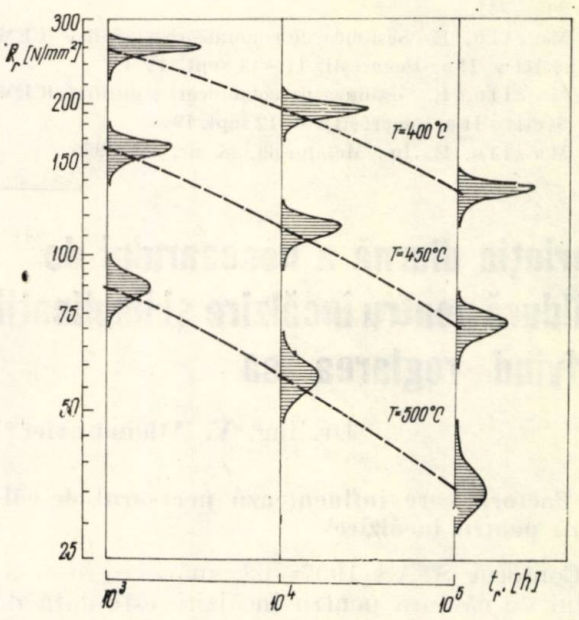


Fig. 7. Variația funcției de densitate de repartiție $f(R_r)$ a valorilor tensiunii de rupere prin fluaj cu temperatura de încercare și durata de rupere.

Concluzii

Din cele arătate rezultă, pe de o parte, importanța abordării calculelor de dimensionare prin prisma conceptului de fiabilitate, iar pe de altă parte complexitatea problemelor legate de efectuarea unor astfel de analize. S-a pus în evidență faptul că rezistența tehnică de durată a oțelurilor termorezistente pentru țevi este o mărime aleatorie, care poate fi definită statistic prin legea de distribuție Weibull, astfel că este posibil ca să se determine dispersia reală a valorilor rezistenței tehnice de durată. Aceasta permite aplicarea conceptelor teoriei fiabilității în calculul de proiectare a construcțiilor mecanice din țevi de oțel care lucrează în condiții de fluaj.

Prin prelucrarea în baza legilor teoriei fiabilității a datelor experimentale de fluaj se realizează o caracterizare a țevilor din oțeluri termorezistente din punctul de vedere al siguranței lor în exploatare, astfel că este posibilă realizarea cu aceste produse a unor construcții mecanice sigure și economice.

Bibliografie

[1] Constantinescu, A., Rotenstein, B. și Laşcu-Simion, N. *Fluajul metalelor*. Editura tehnică, București, 1970.

[2] Danziger, L. În: Technometrics, 12, nr. 2, 1970, p. 408—412.

[3] Laşcu-Simion, N., Rotenstein B. și Mazilu, E. În: Energetica, 21, nr. 10, 1973, p. 463—467.

[4] Lehmann, R. *Materialökonomie durch Erhöhung der technischen Sicherheit und Zuwerlässigkeit.* Dresda, 1975, p. 16—25.
[5] Mann, R. N. În: Technometrics, 12, nr. 2, 1970, p. 345—361.
[6] Mazilu, E. Sesiunea de comunicări științifice ICEM, Secția a II-a, București, 11—13 sept. 1974.
[7] Mazilu, E. Sesiunea de comunicări științifice ICEM, Secția a II-a, București, 10—12 sept. 1975.
[8] Mazilu, E. În: Metalurgia, 28, nr. 10, 1976.
[9] Nelson, W. În: Qualité et Fiabilité, 7, nr. 2, 1971, p. 13—29.
[10] Ohl, L. H. În: Qualität und Zuverlässigkeit, 17, nr. 12, 1972, p. 255—260.
[11] Pollard, A. și Rivoire, C. *Fiabilité et statistiques previsionnelles.* Editions Eyrolles, Paris, 1971.
[12] Prnka, T. și Sobotka, J. În: Hutnike Listy, nr. 1, 1975, p. 31—38.
[13] Thoman, R. D. Bain, J. L. și Antle, E. C. În: Technometrics, 12, nr. 2, 1970, p. 363—371.
[14] * * * *Prescripții tehnice ISCIR*, C4—1973.

(Articol intrat în redacție la 31 august 1976)

Variația diurnă a necesarului de căldură pentru încălzire și implicații privind reglarea sa

Dr. ing. **V. Athanasovici** *)

1. Factorii care influențează necesarul de căldură pentru încălzire

Conform STAS 1907—68, mărimea necesarului de căldură pentru încălzire este dată de relația :

$$Q_i = Q_{pt} + Q_{pi} \text{ [kcal/h]}, \quad (1)$$

unde Q_{pt} sînt pierderile de căldură prin transmisie, în kcal/h și Q_{pi} — pierderile de căldură prin aerul infiltrat în incinta încălzită, în kcal/h.

Aceste pierderi sînt date de relațiile :

$$Q_{pt} = Q_m \left(1 + \frac{A_c + A_s + A_0}{100}\right) \text{[kcal/h]} \quad (2)$$

și

$$Q_{pi} = Q_v + Q_u \text{ [kcal/h]}, \quad (3)$$

unde

Q_m este pierderea de căldură prin transmisie, considerată în regim staționar, corespunzătoare diferenței de temperatură între interiorul și exteriorul elementelor de construcție care limitează încăperea, în kcal/h ;

A_c, A_s, A_0 — adaosuri corespunzătoare compensării suprafețelor reci, pentru funcționarea intermitentă și respectiv pentru orientare, în % ;

Q_v, Q_u — pierderile de căldură prin infiltrații, datorită vitezei vîntului, și respectiv datorită ventilării naturale, în kcal/h ;

în care

$$Q_m = \sum_{i=1}^{n} Q_{mi} \text{ [kcal/h]} \quad (4)$$

și

$$Q_{mi} = m_i \cdot k_i \cdot F_i \cdot (t_i - t_e) \text{ [kcal/h]} \quad (5)$$

unde

Q_{mi} sînt pierderile de căldură prin transmisie aferente elementului înconjurător i al incintei încălzite ;

m_i — coeficientul de masivitate termică al elementului i de construcție considerat ;

k_i — coeficientul global de transmisie a căldurii pentru elementul de construcție considerat, kcal/m².h.grd ;

F_i — suprafețele elementelor înconjurătoare ale incintei încălzite' m² ;

t_i, t_e — temperaturile interioară și exterioară ale incintei încălzite, °C.

Pierderile de căldură prin infiltrații se calculează cu relațiile :

$$Q_v = v^{4/3} \cdot i \cdot \sum_{j=1}^{m} l_j \cdot F_j \cdot (t_i - t_e) \text{ [kcal/h]} \quad (6)$$

$$Q_u = 0{,}31 \cdot \xi \cdot (t_i - t_e) \cdot \sum_{k=1}^{n} F_k \text{ [kcal/h]} \quad (7)$$

unde v este viteza vîntului, m/s ;

i — coeficientul de infiltrație prin rosturi, kcal/h.m ;

l_j — lungimea specifică a rosturilor elementelor mobile (în număr de j) ;

F_j — suprafața elementelor mobile, m² ;

ξ — numărul deschiderilor de uși într-o oră ;

F_k — suprafața ușilor exterioare ale incintei (în număr de p), m².

Ținîndu-se seama de relațiile (2) — (7), necesarul de căldură pentru încălzire se poate scrie sub forma :

$$Q_i = \left(1 + \frac{A_c + A_b + A_0}{100}\right) \sum_{i=1}^{n} m_i \cdot k_i \cdot F_i \cdot$$

$$\cdot (t_i - t_e) + v^{4/3} \cdot (t_i - t_e) \cdot i \cdot \sum_{j=1}^{m} l_j \cdot F_i +$$

$$+ 0{,}31 \cdot \xi \cdot (t_i - t_e) \cdot \sum_{k=1}^{p} F_k \text{ [kcal/h]}. \quad (8)$$

Avînd în vedere că pentru unele elemente de construcție — pereți interiori — temperatura exterioară este de fapt temperatura inte-

*) Dr. ing. Victor Athanasovici este șef de lucrări la Catedra de centrale electrice din Institutul politehnic București.

rioară a unei alte încăperi, deci o constantă în timpul încălzirii, relaţia (8) se poate scrie sub forma :

$$Q_i = B_{m_1} \cdot (t_i - t_e) + B_{m_2} + (t_i - t_e) \cdot \cdot (v^{4/3} \cdot B_{pv_1} + B_{pv_2}) \text{ [kcal/h]}, \quad (9)$$

unde

$$B_{m_1} = A \cdot \sum_{i=1}^{n} m_i \cdot k_i \cdot F_i \text{ [kcal]/h]} \quad (10)$$

$$B_{m_2} = A \cdot \sum_{1}^{r} m_r \cdot k_r \cdot F_r \cdot (t_i - t_{er}) \text{ [kcal/h]} \quad (11)$$

$$B_{pv_1} = i \cdot \sum_{j=1}^{m} l_j \cdot F_j \text{[kcal/h} \cdot \text{grd (m/s)}^{4/3}\text{]} \quad (12)$$

$$B_{pv_2} = 0{,}31 \cdot \xi \cdot \sum_{k=1}^{p} F_k \text{ [kcal/h} \cdot \text{grd]}, \quad (13)$$

în care

$$A = 1 + \frac{A_c + A_s + A_0}{100} \quad (14)$$

şi t_{er} este temperatura exterioară pentru pereţii interiori ai incintei considerate, care rămîne constantă în timp.

Relaţia (9) se poate scrie :

$$Q_i = (t_i - t_e)\,(B_{m_1} + B_{pv_2}) + v^{4/3} \cdot \cdot (t_i - t_e) \cdot B_{pv_1} + B_{m_2} \text{ [kcal/h]} \quad (15)$$

sau

$$Q_i = B \cdot (t_i - t_e) + B_{m_2} \text{ [kcal/h]}, \quad (16)$$

în care

$$B = B_{m_1} + B_{pv_1} + v^{4/3} \cdot B_{pv_1} \text{ [kcal/h.grd]}. \quad (17)$$

În relaţia (16), B_{m_2} este o constantă pentru o anumită încăpere, cu anumite caracteristici termofizice, iar B este o variabilă de viteza vîntului (pentru încăperea considerată).

Din această relaţie rezultă că, la o anumită viteză a vîntului şi o anumită încăpere, necesarul de căldură pentru încălzire este direct proporţional cu diferenţa de temperatură $(t_i - t_e)$.

2. Variaţia diurnă a necesarului de căldură pentru încălzire

Considerîndu-se constantă temperatura interioară, la valoarea de calcul (+20°C), conform relaţiei (16) se poate reda variaţia necesarului de căldură pentru încălzire, în funcţie de temperatura exterioară şi viteza vîntului, prin intermediul coeficienţilor B şi B_{m_2}.

Pentru calcule s-a considerat o construcţie din panouri de beton armat, cu strat termoizolant din beton celular autoclavizat, datorită faptului că prezintă valori mai mari — printre cele mai mari — ale necesarului de căldură pentru încălzire [1]. În cadrul acestui tip constructiv s-au avut în vedere camerele — în general cele mai influenţate de factorii climaterici exteriori — de colţ, situate la ultimul etaj, cu terasă deasupra, prezentată în figura 1.

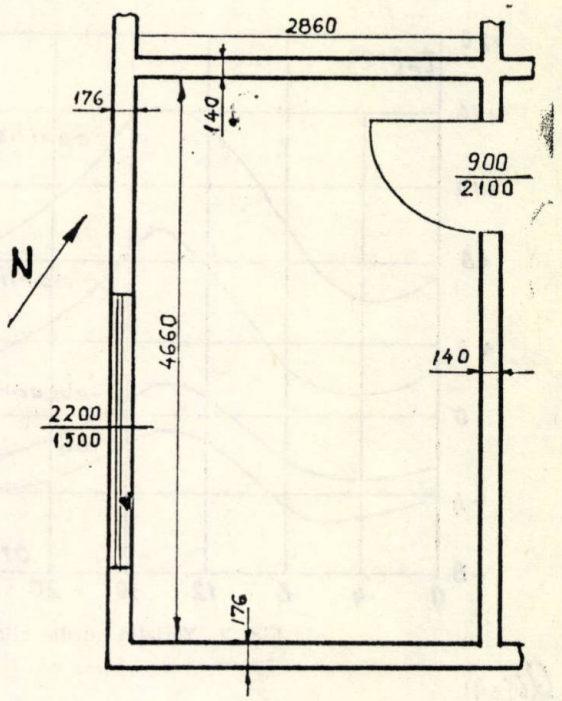


Fig. 1. Schiţa camerei de locuit.

Stabilirea variaţiei diurne a necesarului de căldură pentru încălzire, în funcţie de temperatura exterioară (t_e) şi viteza vîntului (v), s-a făcut considerîndu-se condiţiile climaterice medii, caracteristice teritoriului ţării noastre;

— viteza vîntului s-a considerat aproximativ constantă în cursul zilei, la valoarea de 6 m/s, conform celor indicate în [2];

— pentru temperatura exterioară s-au considerat curbele caracteristice de variaţie — prezentate în figura 2 — , dintre care s-au ales cele reprezentative : curba corespunzătoare perioadelor de tranzit ale regimului de încălzire (lunile octombrie, martie şi aprilie), caracterizată de o variaţie zilnică de 8°C, şi de aceea corespunzătoare perioadelor de vîrf ale consumului (lunile ianuarie, februarie şi decembrie), caracterizată de o variaţie zilnică de circa 5°C [3].

Ţinîndu-se seama de aceşti factori şi de valorile lui B şi B_{m_2}, pentru condiţiile constructive de mai sus [1], variaţia necesarului de căldură pentru încălzire are o alură inversă variaţiei temperaturii exterioare, după cum rezultă din figura 3 — curbele *2* şi *2'*.

Se menţionează că în cazul curbelor *2* şi *2'* din figura 3 nu s-a ţinut seama de efectul inerţiei termice a elementelor de construcţie omogene —

defazajul — care introduce decalaje ale variației necesarului de căldură pentru încălzire față de variația temperaturii exterioare, adică față de curbele *1* și *1'*. Ele țin seama însă de coeficientul de amortizare, adică de aplatisare, deoarece în calcul au intrat coeficienții B și B_{m_2}, care, conform relațiilor (10) și (11), țin seama de coeficientul de masivitate termică m, adică de inerția termică.

Curbele reale de variație a necesarului de căldură pentru încălzire, în cazul considerat, sînt decalate cu ε ore în urma celor rezultate

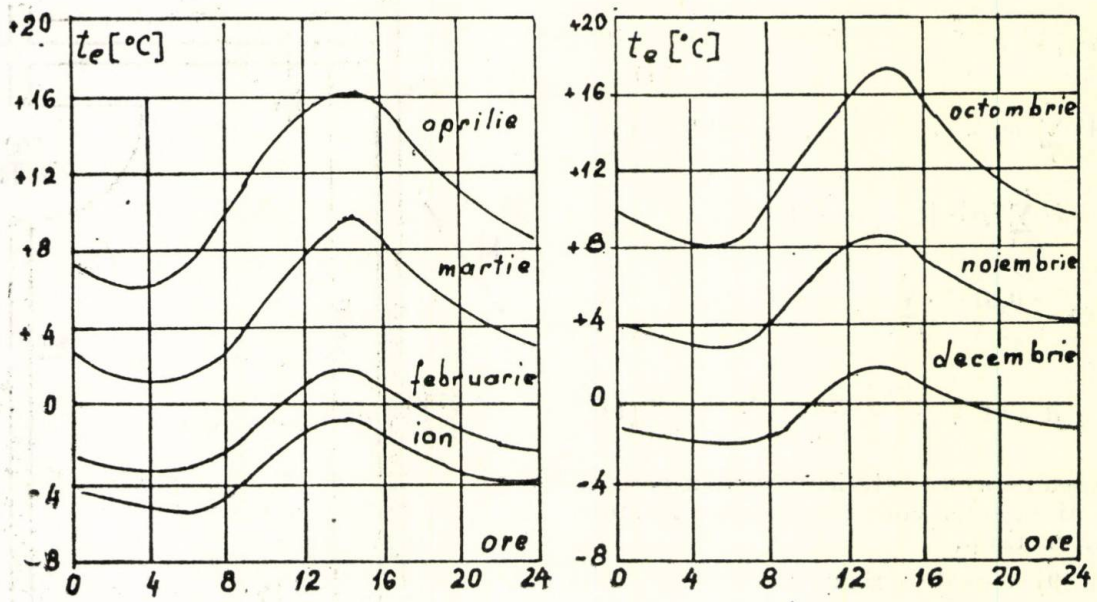


Fig. 2. Variația medie zilnică a temperaturii aerului exterior.

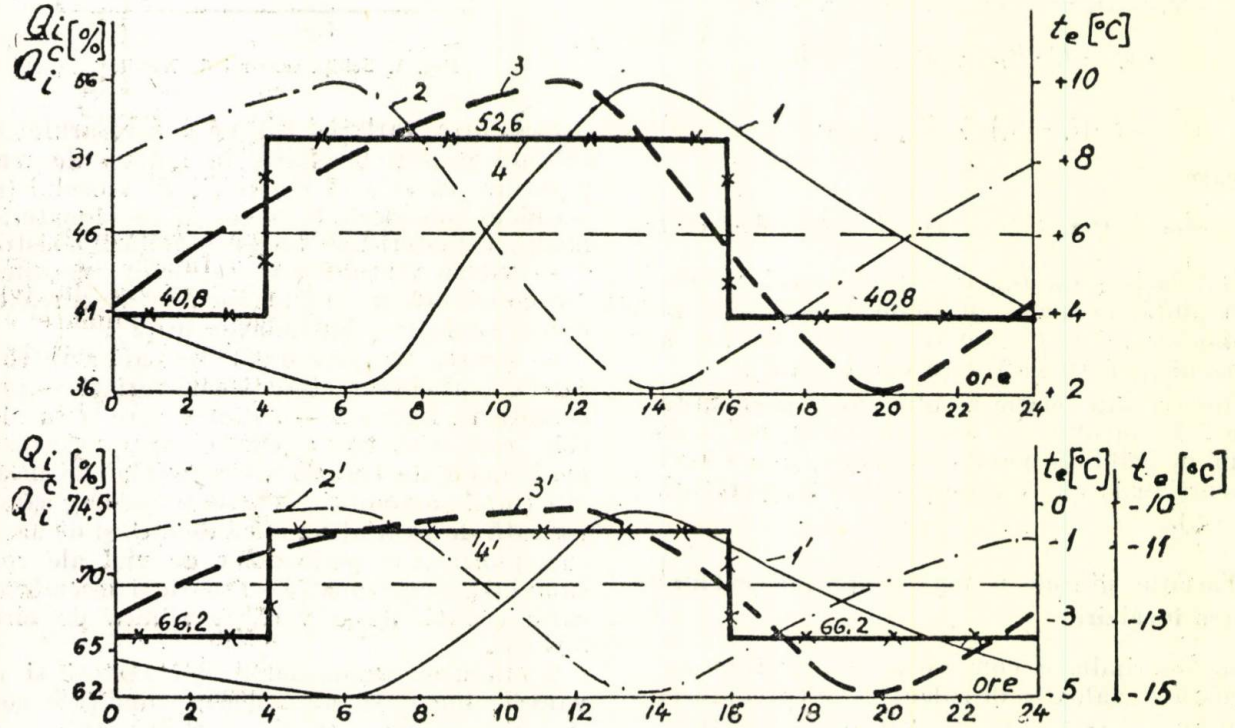


Fig. 3. Variația necesarului de căldură pentru încălzire, funcție de temperatura exterioară (la $V = 6$ m/s), pentru camere tip 2.1BT, în cursul zilei.

1, 1' — variația temperaturii exterioare pentru lunile de tranzit, respectiv lunile de vîrf de consum; *2, 2'* — variația necesarului de căldură pentru încălzire, funcție de temperatura exterioară, pentru aceleași luni; *3, 3'* — variația necesarului de căldură pentru încălzire pentru un defazaj de 6 ore; *4, 4'* — variația cantității de căldură pentru încălzire, livrată din CET, în cele două subperioade zilnice caracteristice.

Observație: Q_i[%] reprezintă procente din valoarea de calcul ($^{\circ}$), corespunzătoare camerei considerate.

— — — valorile medii zilnice Q_i după curbele *3* și *3'*.

prin urmărirea simultană a variației temperaturii exterioare, avînd forma curbelor *3* și *3'* din figura 3.

Se menționează că ε reprezintă defazajul introdus de elementele de construcție exterioare ale încăperii. El reprezintă una din mărimile de bază pentru stabilirea regimului de livrare — reglare — a căldurii pentru încălzire. Astfel, ținînd seama de valoarea sa, regimul de livrare trebuie reglat în funcție de ora la care apare temperatura scăzută la suprafața interioară a peretelui, și nu în funcție de momentul cînd temperatura exterioară este minimă.

Calculele efectuate pentru circa 20 de variante (constructive și de amplasare a incintei încălzite) au arătat că valoarea medie a defazajului este de 6 ore — pentru camera considerată, ε = 6,09 ore [1].

3. Elemente caracteristice ale variației diurne

Analiza curbelor de variație zilnică a necesarului de căldură pentru încălzire, prezentate în figura 3, conduce la următoarele constatări :

a) curba *3*, aferentă lunilor de tranzit, prezintă un consum maxim de 56 % din valoarea de calcul Q_i^c — considerată la temperatura exterioară minimă convențională t_e^c de (−15°C) — care apare în jurul orei 12, și un minim de 36 % din Q_i^c, la ora 20. Valoarea medie zilnică a necesarului de căldură, în acest caz, este de circa 46 % din Q_i^c;

b) curba *3'*, aferentă lunilor de iarnă, în care apare vîrful de consum pentru încălzire, prezintă un consum maxim de 74 % din Q_i^c, iar consumul minim este de 62 % din Q_i^c, la aceleași ore ca în cazul curbei *3*. Valoarea medie zilnică a necesarului de căldură este în acest caz de 69,45 % din Q_i^c.

Rezultă că în cadrul studiului posibilităților de reglare a necesarului de căldură pentru încălzire, trebuie ținut seama de curbele reale *3* și *3'* , care prezintă valorile maxime în jurul orei 12, iar minimele în jurul orei 20.

4. Implicații asupra reglajului căldurii livrate

Ținîndu-se seama de mărimea sistemelor de termoficare, de lungimea rețelei de transport și distribuție și de inerția lor termică, practic din CET nu este posibilă urmărirea integrală a curbelor de variație *3* și *3'*. Ca urmare, reglarea cantității de căldură pentru încălzire, în cazul livrării continue, va trebui făcută avîndu-se în vedere condițiile climaterice medii zilnice — temperatura exterioară și viteza vîntului. În aceste condiții, cantitatea de căldură livrată din CET pentru încălzire va corespunde valorii medii zilnice.

Ținîndu-se seama de alura curbelor *3* și *3'*, realizarea acestui regim de reglare se poate face în două variante;

1) livrarea unui debit de căldură constant în tot cursul zilei, corespunzător valorii medii zilnice, adică aferent temperaturii exterioare medii zilnice;

2) livrarea unui debit de căldură constant în cadrul a două paliere valorice, corespunzătoare temperaturii exterioare medii din cele două subperioade din zi, considerate caracteristice.

Prima variantă este mai simplă de realizat practic, necesitînd mai puține manevre în întregul sistem de termoficare dar, așa după cum rezultă din figura 4, conduce la tempera-

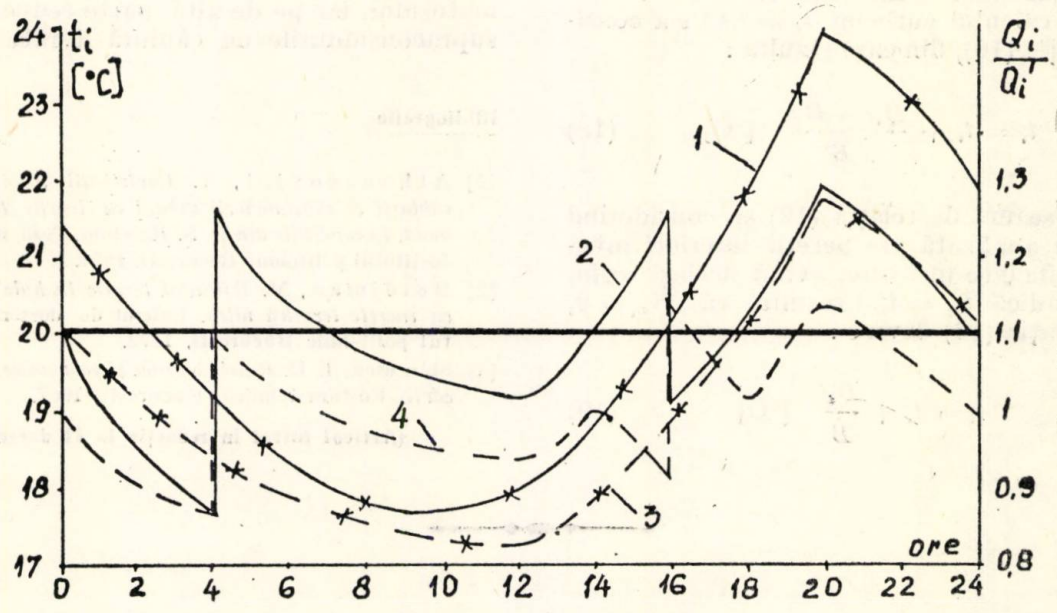


Fig. 4. Variația temperaturii interioare și a debitului relativ de căldură livrat încăperii, funcție de metoda de reglare adoptată.

1, 2 — variația temperaturii interioare, t_i, după temperatura exterioară medie zilnică, respectiv după valorile celor două subperioade caracteristice; *3, 4* — variația debitului relativ de căldură în cele două cazuri, corespunzătoare curbelor *1* și *2*; Q_i — valoarea livrată conform curbei *4* din figura 3; Q_i' — valoarea necesară conform curbei *3* din figura 3.

——— valoarea t_i^c.

turi interioare ale incintei încălzite — în unele ore din zi — cu mult mai mari decît cele necesare (t_i^c). Ca urmare apar supraconsumuri de căldură la consumatori, care conduc la supraconsumuri de căldură la CET.

În cadrul unui astfel de reglaj, diferențele între valorile de calcul ale temperaturii interioare (t_i^c) și cele realizate practic se diminuează în cazul lunilor reci ale perioadei de încălzire, cînd amplitudinea zilnică a variației temperaturii exterioare scade.

De asemenea, dacă se ține seama că în cursul zilei, de fapt viteza vîntului poate să nu fie constantă — așa cum s-a considerat în calculele prezentate —, rezultă cu atît mai necesar ca debitul de căldură livrat consumatorilor să fie cît mai apropiat posibil de valorile necesare.

Cea ce-a doua variantă presupune reglarea cantității de căldură, livrată pentru încălzire, de două ori pe zi, la interval de 12 ore. În acest caz, cantitățile de căldură livrate vor corespunde temperaturilor exterioare medii pentru cele două perioade din zi considerate.

Din studiul statistic al curbelor caracteristice de variație zilnică a temperaturii exterioare, se propune ca aceste două perioade să fie cuprinse între orele $22^{00} - 10^{00}$, la clădirile fără inerție termică — curbele *2* și *2'* din figura 3 —, sau între orele $4^{00} - 16^{00}$ și $16^{00} - 4^{00}$, la clădirile cu un defazaj de 6 ore, cum este cel considerat pentru curbele *3* și *3'*.

Efectele reglării după temperatura exterioară medie zilnică, sau după mediile celor două subperioade zilnice, sînt prezentate în figura 4, pentru cazul lunilor de tranzit, cînd diferențele între curbele *3* și *4* sînt mai mari decît în lunile reci — între curbele *3'* și *4'*.

Pentru calculul curbelor $t_i = f(t_e)$ s-a considerat relația (16), din care rezultă :

$$t_i = t_e + \frac{Q_i - B_{m_2}}{B} \quad [°C] \qquad (18)$$

Ținînd seama de relația (12) și considerînd că incinta analizată are pereții interiori învecinați cu incinte încălzite, avînd același regim interior, adică $t_{e_r} = t_i$, rezultă că $B_{m_2} = 0$, și deci relația (18) devine :

$$t_i = t_e + \frac{Q_i}{B} \quad [°C] \qquad (19)$$

Din analiza figurii 4 se constată că reglarea sarcinii termice aferente încălzirii, după temperatura exterioară medie zilnică, conduce la o variație a temperaturii interioare între 17,8 și 23,9°C (curba *1*), în timp ce în cazul al doilea se înregistrează variații între 17,7 și 21,9°C (curba *2*).

Rezultă că reglajul realizat pe baza temperaturii exterioare medii pentru cele două subperioade zilnice propuse conduce la subîncălziri și supraîncălziri mai reduse decît în cazul reglajului realizat pe baza temperaturii exterioare medii zilnice.

Gradul de subîncălzire sau supraîncălzire rezultă din figura 4, curbele *3* și *4*.

Concluzii

1. Reglarea cantității de căldură livrată consumatorilor pentru încălzire trebuie să țină seama de caracteristicile termo-fizice ale elementelor de construcție — de defazaj — și de alura variației temperaturii exterioare, caracteristică zonei climaterice respective și perioadei din cursul sezonului de încălzire.

2. Pentru a se evita diferențele sensibile între regimul termic de calcul al incintelor încălzite și cel realizat practic, se recomandă ca reglarea cantității de căldură pentru încălzire să se facă ținîndu-se seama de două subperioade zilnice ale variației temperaturii exterioare, și nu în funcție de temperatura exterioară medie zilnică.

3. Metoda de reglare propusă evită, pe de o parte, subîncălzirea pe durate mari a consumatorului, iar pe de altă parte reduce sensibil supraconsumurile de căldură livrate de CET.

Bibliografie

[1] Athanasovici, V. *Contribuții privind reglarea căldurii la consumatorii urbani cu inerție termică normală, în condițiile din R. S. România.* Teză de doctorat, Institutul politehnic București, 1974.

[2] Beldiman, M. *Bilanțul termic în hale industriale cu inerție termică mică.* Referat de doctorat, Institutul politehnic București, 1972.

[3] Stăncescu, I. D. *Bazele tehnice și economice ale termoficării.* Editura tehnică, București, 1967.

(Articol intrat în redacție la 11 decembrie 1975)

Influenţa perturbaţiilor din instalaţiile electroenergetice asupra funcţionării motoarelor electrice din serviciile interne ale centralelor termoelectrice

Dr. ing. Al. Selischi*)

Principalele perturbaţii care influenţează funcţionarea motoarelor serviciilor interne ale centralelor termoelectrice se pot grupa în următoarele categorii :

1. Variaţii ale frecvenţei însoţite sau nu de variaţii ale tensiunii

Aceste perturbaţii se datoresc debuclării reţelei şi ele apar în partea de reţea izolată care înaintea debuclării era consumatoare de putere.

În acest caz, după debuclare, puterea consumată este mai mare faţă de puterea produsă şi, ca urmare, are loc scăderea frecvenţei. Prin acţiunea regulatoarelor de turaţie, autoreglajul reţelei şi funcţionarea releelor de descărcare automată a sarcinii, se limitează scăderea frecvenţei la valoarea admisă de 48 Hz, considerată limita inferioară a frecvenţei care trebuie să se aibă în vedere pentru funcţionarea motoarelor de servicii interne.

Simultan cu scăderea frecvenţei se poate lua în considerare şi scăderea tensiunii, deoarece se poate presupune că sistemul izolat era şi consumator de putere reactivă.

În aceste cazuri există şi scăderi suplimentare de tensiune la bornele motoarelor, care sînt limitate de posibilităţile de suprasarcină ale dispozitivelor de excitaţie ale generatoarelor.

În sensul celor arătate, la alegerea motoarelor asincrone se iau în considerare, cumulat, scăderi de tensiune la bornele transformatorului de servicii interne (pe partea de înaltă tensiune) de 15% şi scăderi de frecvenţă de 4% [2]. Se constată că, în aceste condiţii, scăderea frecvenţei provoacă numai o creştere foarte mică a curentului statoric al motoarelor asincrone, în cazul general în care puterea utilă cerută este egală cu valoarea nominală. În figura 1 se indică variaţia curentului statoric al unui motor, exprimat în mărimi relative nominale, în funcţie de tensiunea relativă nominală la bornele de înaltă tensiune ale transformatorului de servicii interne, pentru două valori ale frecvenţei de alimentare.

Deoarece cuplul maxim variază invers proporţional cu pătratul frecvenţei, nu apare pericolul desprinderii motorului. În acest sens se poate considera că funcţionarea cu frecvenţă redusă, avînd şi o probabilitate de apariţie redusă, nu trebuie să se aibă în vedere în mod special faţă de regimul de funcţionare cu frecvenţă normală.

2. Golurile de tensiune şi microîntreruperi

Golurile de tensiune sînt rezultatele unor evenimente ca : scurtcircuitele în reţeaua serviciilor interne, scurtcircuitele în reţeaua de înaltă tensiune din apropierea barelor centralei, pornirile unor motoare mari sau ale unui grup

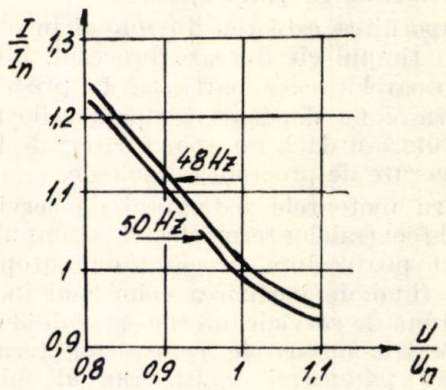


Fig. 1.

de motoare din imediata apropiere a celor considerate.

Microîntreruperile sînt provocate de deconectarea alimentării unei secţii de bare urmată de AAR.

Deosebirea dintre golurile de tensiune şi microîntreruperi, deosebire care se reflectă asupra funcţionării motoarelor, constă în faptul că în primul caz nu există o separare galvanică între aceste motoare şi sursele de alimentare (în consecinţă neapărînd desincronizări între t.e.m. ale surselor şi cele ale motoarelor), pe cînd în cel de-al doilea caz separarea galvanică apare în mod inevitabil (însoţită de astfel de desincronizări).

În cazul golurilor de tensiune se produce reducerea vitezelor de rotaţie ale motoarelor de servicii interne. Dacă tensiunea scade sub o anumită limită şi pe o durată anumită de timp, amîndouă aceste valori fiind corelate cu caracteristicile electromecanice ale acţionării, motoarele pot să se oprească. După izolarea defectului, tensiunea în reţeaua de alimentare se restabileşte, iar motoarele care funcţionează cu o turaţie redusă sau chiar s-au oprit (fără să fi fost deconectate) se accelerează fără intervenţia personalului de exploatare şi, la restabilirea completă a tensiunii, motoarele ajung la turaţia nominală. În timpul acestui proces, curenţii absorbiţi de motoare depăşesc valorile lor nominale, însă nu sînt periculoşi, deoarece procesul durează un timp scurt.

Această proprietate a motoarelor asincrone de a porni sau de a-şi mări turaţia la valoarea

* Dr. ing. Al. Selischi este şef de lucrări la Institutul politehnic Bucureşti.

nominală, la revenirea tensiunii, după eliminarea unui scurtcircuit, se numește autopornire.

Autopornirea este larg folosită în serviciile interne ale centralelor electrice, pentru a se evita întreruperea în alimentare a mecanismelor importante din serviciile interne.

Durata procesului de autopornire depinde de timpul de întrerupere a alimentării, de parametrii transformatorului de alimentare, de suma puterilor motoarelor și a încărcării lor, de tipul caracteristicilor mecanice ale mecanismelor, de poziția organelor de reglaj (șubărelor și înclinarea palelor) etc.

Autopornirea este reușită numai în cazul în care, în timpul cît durează procesul, înfășurările motoarelor care participă la procesul de autopornire nu depășesc temperaturile maxim admisibile sau dacă nu apar abateri de la condițiile cerute de procesul tehnologic.

Pentru motoarele sistemului de servicii interne ale centralelor termoelectrice, timpul admisibil cît poate dura procesul de autopornire, limitat fiind de încălzirea celor mai încărcate mecanisme de servicii interne, este de 30—35 s [3]. Pentru motoarele centralelor termoelectrice cu parametri înalți, timpul admisibil pentru autopornire este determinat din condițiile tehnologice ale agregatului de cazan și este de 15—20 s. Întreruperile în alimentarea cu apă a cazanelor de înaltă presiune care depășesc 15—20 s conduc la abateri de la parametrii de calcul ai cazanelor, determinînd deconectarea lor prin protecții tehnologice.

Procesul de autopornire (accelerarea motoarelor) depinde de cauzele care au dus la întreruperea în alimentarea cu energie electrică. În cazul microîntreruperilor (deconectarea transformatorului de lucru de la barele colectoare), procesul decurge altfel decît în cazul golurilor de tensiune. Aceasta se explică în felul următor.

În cazul deconectării sursei de alimentare (a transformatorului de lucru), motoarele electrice, racordate la barele colectoare, sînt legate între ele electric și, pe baza energiei cinetice și a energiei electromagnetice, mențin pe bare o tensiune reziduală. Datorită faptului că t.e.m. ale motoarelor nu sînt egale între ele și nu coincid ca fază, iar sarcinile și caracteristicile mecanice ale mecanismelor nu sînt identice, precum și datorită altor factori, frînarea în grup a motoarelor se produce prin circulație de curenți între motoare. Astfel, agregatele care au momente de inerție mari devin generatoare și transmit o parte din energia lor motoarelor cu inerție mai mică, care funcționează în regim de motor. Schimbul de putere între motoare face ca agregatele cu constante de inerție mare să se frîneze mai repede (decît în cazul frînării individuale), iar motoarele cu constante de inerție mică să se frîneze mai încet.

În continuare se prezintă procesul de frînare în grup, obținut prin calcul, cu ajutorul unor programe de calcul elaborate de autor.

În figura 2 s-a reprezentat frînarea motoarelor unei secții de servicii interne a unui grup de 200 MW pe păcură, în cazul întreruperii

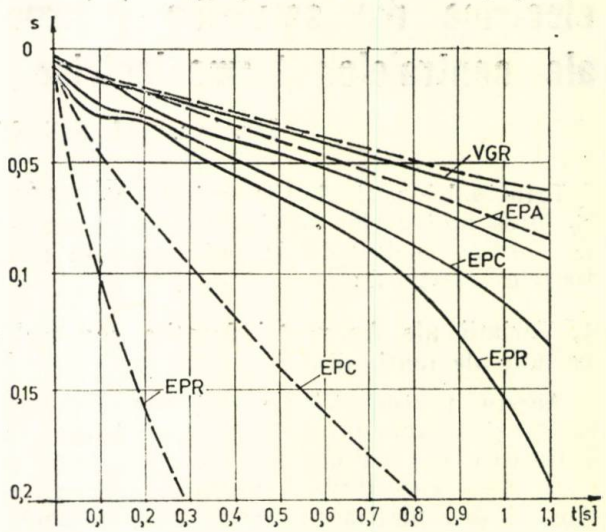


Fig. 2. Variația alunecărilor la frînarea în grup și frînarea individuală la un TG de 200 MW pe păcură.

EPA $P = 4{,}25$ MW $Tj = 5{,}53$ s
VGR $P = 0{,}2$ MW $Tj = 18{,}4$ s
EPC $P = 1{,}15$ MW $Tj = 2{,}42$ s
EPR $P = 0{,}85$ MW $Tj = 0{,}85$ s
VG $P = 0{,}8$ MW $Tj = 13{,}8$ s
——— frînare în grup — — — frînare individuală

alimentării. Cu linie plină s-a reprezentat frînarea în grup, iar cu linie întreruptă frînarea individuală. În figura 3 (pentru aceeași secție

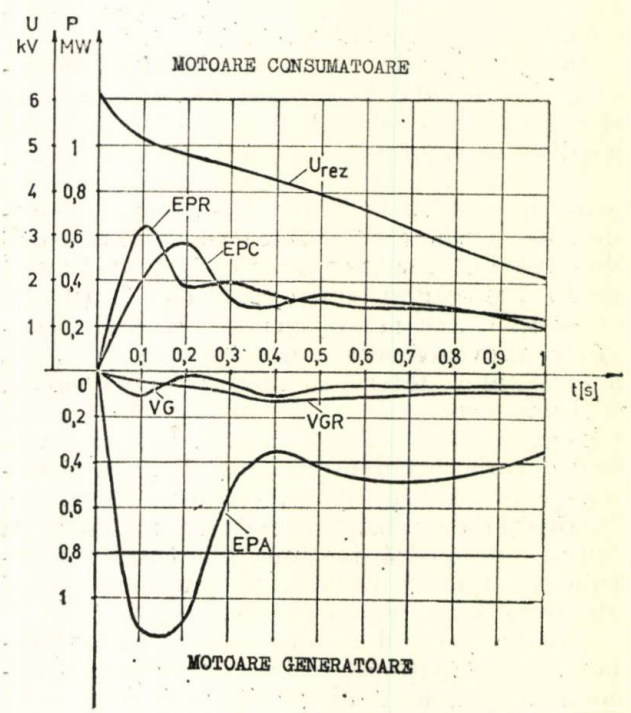


Fig. 3. Circulația puterilor active la frînarea în grup la un TG de 200 MW pe păcură.

de servicii interne) se prezintă circulaţia de puteri între motoarele racordate la aceeaşi secţie de servicii interne. După cum se vede din figura *3*, electropompa de alimentare EPA, ventilatorul de gaze şi ventilatorul de reciclare VGR sînt motoare generatoare, iar electropompa de circulaţie EPC şi electropompa de recirculare EPR sînt motoare consumatoare.

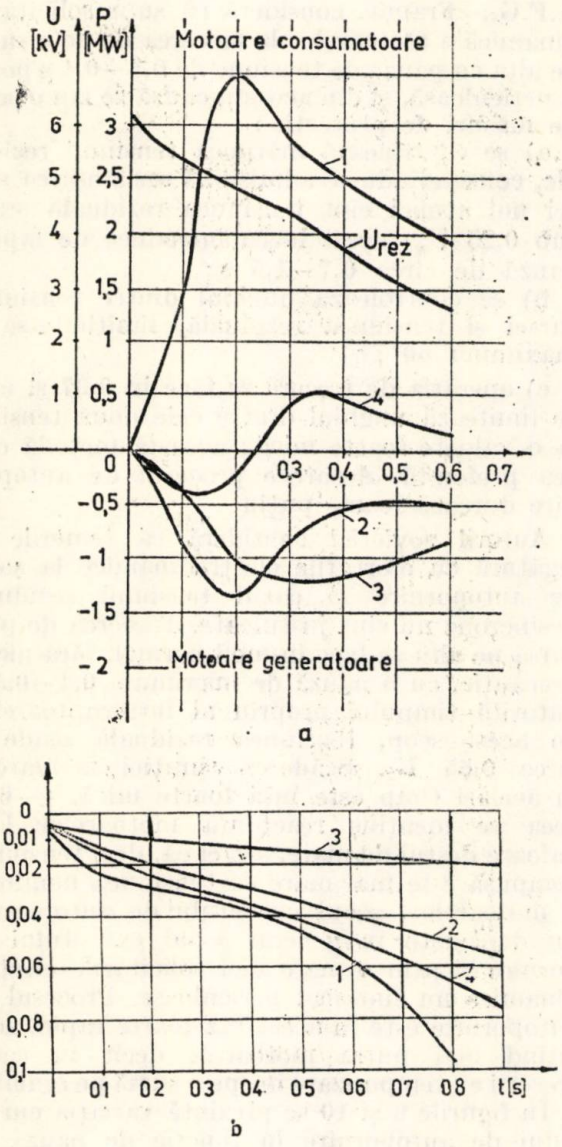


Fig. 4. Frînarea în grup a motoarelor la un TG de 300 MW pe cărbune

a — circulaţia puterii active; *b* — variaţia alunecării.
1 — EPA — 7,2 MW, $T_j = 2{,}85$ s; *2* — VG — 3,2 MW, $T_j = 14{,}8$ s; *3* — moară 1,15 MW, $T_j = 84{,}2$ s; *4* — VA — 3,1 MW, $T_j = 7{,}82$ s.

În figura 4 se prezintă frînarea în grup pentru o secţie de bare a unui grup de 300 MW pe cărbune, în cazul întreruperii alimentării. Se vede că în acest caz electropompa de alimentare este motor consumator, iar ventilatorul de gaze şi morile de cărbune (trei mori) sînt generatoare.

Faptul că la frînarea în grup a motoarelor din cadrul serviciilor interne, la generatorul de 200 MW pe păcură motorul EPA este generartor, iar la grupul de 300 MW pe cărbune motorul EPA este consumator se datoreşte următoarelor cauze :

a) la grupul de 200 MW, EPA sre o constantă mecanică de timp $T_j = 5{,}53$ s, iar la grupul de 300 MW constanta mecanică de timp a EPA este mult mai mică, şi anume $T_j = 2{,}85$ s;

b) la grupul de 200 MW pe păcură, celelalte mecanisme din cadrul serviciilor interne sînt formate în principal din pompe care au momente de inerţie mici ; excepţie fac numai ventilatoarele de aer şi gaze, care au momente de inerţie mari, dar au puteri nominale ale motoarelor relativ mici în comparaţie cu puterea electropompei de alimentare ;

c) la grupul de 300 MW pe cărbune, în cadrul serviciilor interne, ventilatoarele de gaze şi aer au puteri şi constante de inerţie mari (vezi fig. 4), şi în plus există şi mori de cărbune de tip ventilator care au momente de inerţie foarte mari în comparaţie cu celelalte mecanisme (pe o secţie de bare a serviciilor interne sînt conectate trei mori, care însumează o putere de 3,45 MW).

Din cele prezentate se poate trage concluzia că frînarea în grup a motoarelor are o influenţă foarte mare asupra frînării motoarelor în cazul dispariţiei tensiunii. Un calcul exact de autopornire nu se poate face decît prin considerarea proceselor de frînare în grup.

Constanta de timp a tensiunii reziduale pe barele de servicii interne în procesul de frînare în grup depinde de : suma puterilor motoarelor care au rămas conectate pe bare ; încărcarea lor în regim normal de funcţionare ; caracteristicile mecanice ale agregatelor şi alţi factori. În figura 5 se prezintă amortizarea tensiunii reziduale pentru două cazuri caracteristice : 1) secţie de bare pentru grupul de 200 MW ; 2) secţie de bare pentru grupul de 300 MW.

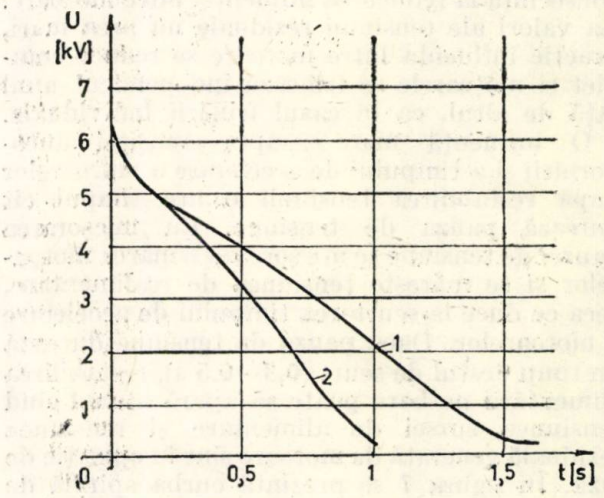


Fig. 5. Amortizarea tensiunii reziduale :

1 — motoare cu caracteristici apropiate TG 200 MW ; *2* — motoare cu caracteristici diferite TG 300 MW.

Tensiunea reziduală în cazul 2 se amortizează mult mai repede dect în cazul 1, cu toate că în cazul 1 suma puterilor motoarelor este de 7,7 MW, iar în cazul 2 de 20,4 MW. Explicația constă în faptul că în cazul 1 motoarele au constante mecanice apropiate (T_j), iar în cazul 2 constantele mecanice sînt diferite.

Tensiunea reziduală se amortizează mult mai repede decît frecvența. În figura 6 se prezintă amortizarea frecvenței la frînarea în grup. Se vede că în timpul în care tensiunea reziduală ajunge la zero, frecvența scade cu 7—10%.

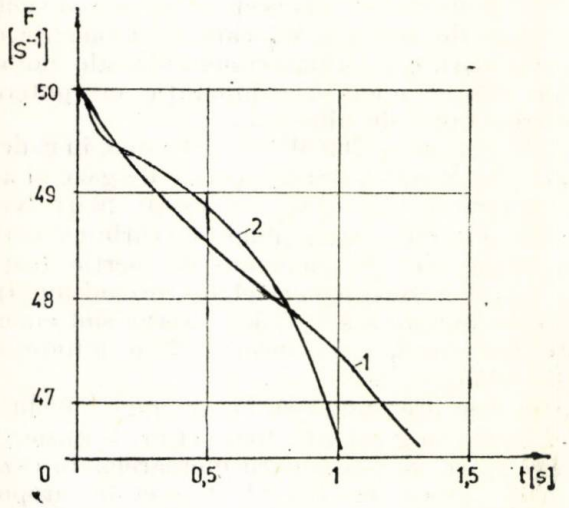


Fig. 6. Amortizarea frecvenței la frînarea în grup :
1 — motoare cu caracteristici apropiate TG 200 MW ; *2* — motoare cu caracteristici diferite TG 300 MW.

Scăderea tensiunii reziduale duce la scăderea curenților de circulație între motoare și în consecință la reducerea influenței între motoare. La valori ale tensiunii reziduale nu prea mari, practic influența între motoare se reduce complet și motoarele se frînează independent unul față de altul, ca în cazul frînării individuale.

O influență mare asupra reușitei autopornirii și a timpului de accelerare a motoarelor după restabilirea tensiunii o are timpul cît durează pauza de tensiune. Cu micșorarea pauzei de tensiune se micșorează frînarea motoarelor și se mărește tensiunea de realimentare, ceea ce duce la scurtarea timpului de accelerare a motoarelor. Dacă pauza de tensiune durează un timp destul de scurt (0,3—0,5 s), restabilirea alimentării pe bare poate să apară atunci cînd tensiunea sursei de alimentare și tensiunea reziduală generată de motoare sînt în opoziție de fază. În figura 7 se prezintă curba spirală de amortizare a tensiunii reziduale, iar în figura 8 variația în timp a tensiunii compuse (curbele prezentate au fost obținute prin calcul, pentru o secție de bare a unui grup de 200 MW).

Astfel, tensiunea care se aplică motoarelor poate lua valori mai mari decît tensiunea nominală a motoarelor. Acest fapt arată că pot apărea solicitări periculoase datorate șocului de tensiune și șocului de curent.

Solicitările electrodinamice periculoase pot apărea în cazul în care curentul de autopornire ia valori mai mari decît curentul de pornire la tensiunea nominală.

În legătură cu această solicitare a motoarelor, părerile sînt împărțite. Unii autori din S.U.A., R.F.G., Franța consideră că suprasolicitarea dinamică a motoarelor la trecerea de pe o sursă pe alta cu pauze de tensiune de 0,3—0,4 s poate fi periculoasă, și din această cauză se iau o serie de măsuri de protecție :

a) se controlează mărimea tensiunii reziduale, considerîndu-se admisibilă anclanșarea sursei noi atunci cînt tensiunea reziduală scade sub 0,25 U_n ; acest lucru introduce de fapt o pauză de circa 0,7—1,5 s ;

b) se controlează unghiul dintre tensiunea sursei și tensiunea reziduală, limitîndu-se la maximum 60° ;

c) operația de trecere se face în 0,07 s, ceea ce limitează unghiul dintre cele două tensiuni la o valoare foarte mică ; această metodă este cea preferată, deoarece procesul de autopornire durează foarte puțin.

Autorii sovietici consideră că temerile în legătură cu eforturile electrodinamice la șocul de autopornire în cazul tensiunii reziduale nesincrone nu sînt justificate. Trecerea de pe o sursă pe alta se face în mod normal, fără nici o precauție, cu o pauză de maximum 0,4—0,5 s, datorită timpului propriu al întreruptoarelor. În acest scop, tensiunea reziduală scade la circa 0,65 U_n. Scăderea turației motoarelor în același timp este însă foarte mică, 4—6%, ceea ce menține reactanța motoarelor la o valoare destul de mare, astfel că, deși tensiunea compusă este mai mare ca tensiunea nominală a motoarelor, șocul curentului de autopornire nu depășește în general șocul curentului de pornire și prin urmare nici solicitările electrodinamice nu sînt mai periculoase. Procesul de autopornire este în acest caz foarte rapid, solicitînd mai puțin motoarele decît în cazul trecerii cu temporizare de pe o sursă pe cealaltă.

În figurile 9 și 10 se prezintă variația curentului de autopornire în funcție de pauza de AAR pentru secțiile de bare ale unui grup de 200 și 100 MW. În diagramă s-au reprezentat numai curenții pe EPA și VG, fiind cei mai reprezentativi.

Diagramele prezentate în figurile 9 și 10 sînt obținute prin calcul. Din diagrame se vede că curentul de autopornire nu depășește curentul maxim de pornire. Deci se poate trage concluzia că temerile în privința șocului de curent la AAR cu timp de 0,3—0,6 s nu sînt întemeiate. Diferențele între I_{EPA} și I_{VG} la cele două diagrame se datoresc deosebirilor constructive ale motoarelor. Motorul de antrenare al EPA la grupul de 200 MW este un motor cu dublă

colivie, de construcție specială, iar motorul de antrenare al EPA la grupul de 100 MW este un motor cu rotorul cu bare trapezoidale. Motoarele ventilatoarelor de gaze au rotoarele cu dublă colivie.

ridică probleme de stabilitate dinamică a întreruptoarelor de înaltă tensiune și stabilitate termică a cablurilor. La calculul curenților de scurtcircuite pe barele de servicii interne este absolut necesar să se țină seama de aportul

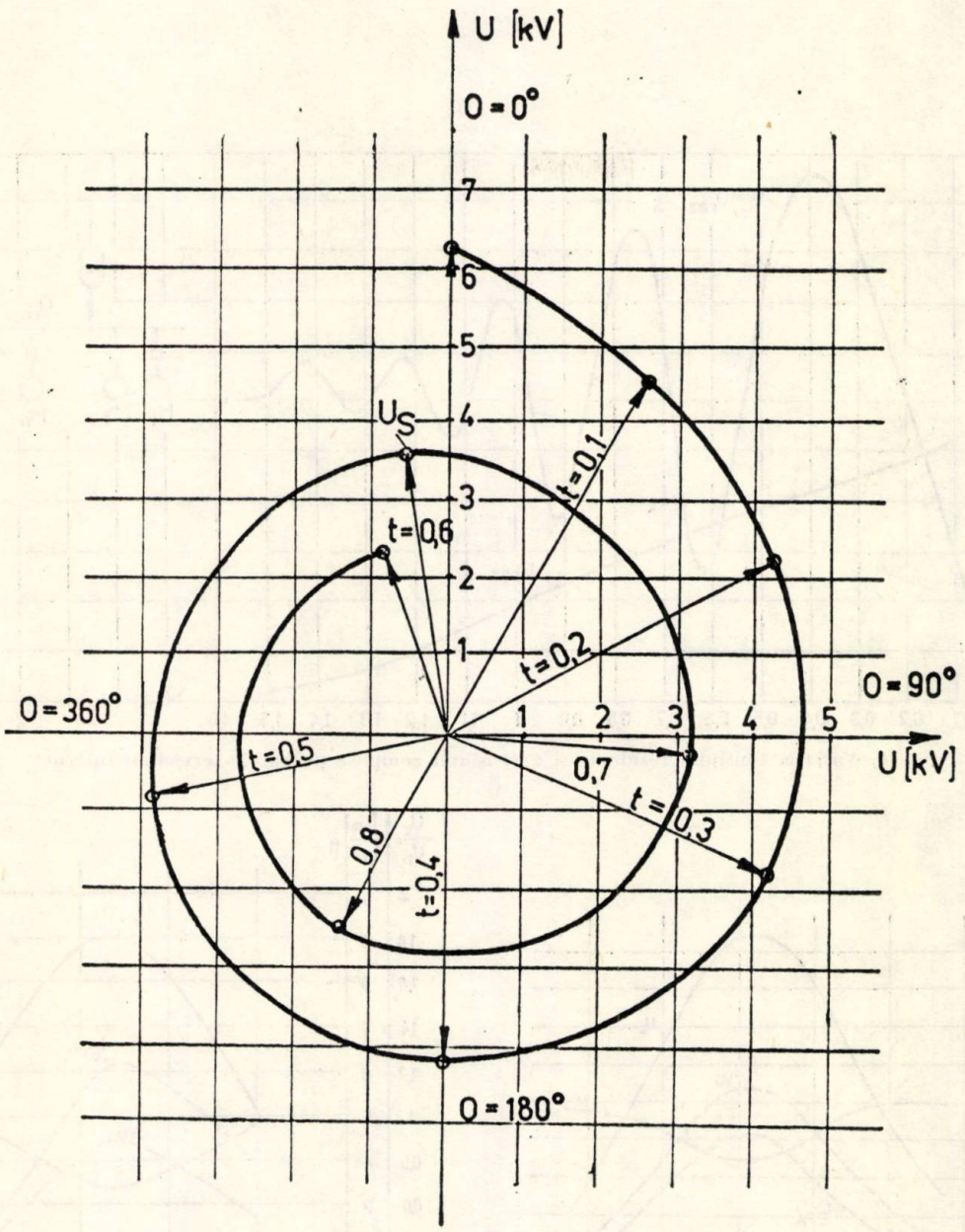


Fig. 7. Variația fazorului tensiunii reziduale pe barele serviciilor interne.

O concluzie definitivă nu poate fi trasă decît după ce se vor efectua probe pe viu.

Scurtcircuitele în rețeaua de 6 kV duc la anularea tensiunii pe barele de servicii interne. În general aceste scurtcircuite sînt eliminate în timpi foarte scurți de protecția circuitelor respective. Aceste scurtcircuite nu ridică probleme de autopornire a motoarelor, din cauza pauzelor scurte de tensiune, dar motoarelor asincrone la curenții de scurtcircuit.

În cazul scurtcircuitelor în zona protecției diferențiale a blocului apare declanșarea blocului prin protecția diferențială, care acționează fără temporizare. În cazul schemelor cu întreruptor la bornele generatorului, serviciile interne rămîn alimentate în continuare din sistem, iar în cazul schemelor fără întreruptor

la bornele generatorului serviciile interne sînt menţinute în funcţiune prin AAR pe sursa de rezervă.

Timpul pauzei de AAR rezultă din coordonarea protecţiilor prin relee. Acest timp este cuprins, în general, între 1,5 şi 2 s. Menţinerea în funcţiune a serviciilor interne este posibilă numai prin asigurarea autopornirii motoarelor.

În cazul scurtcircuitelor în apropierea centralei sau pe barele colectoare ale centralei apar căderi mari de tensiune, care duc la frînarea motoarelor din cadrul serviciilor interne şi accelerarea turbogeneratoarelor. După elimi-

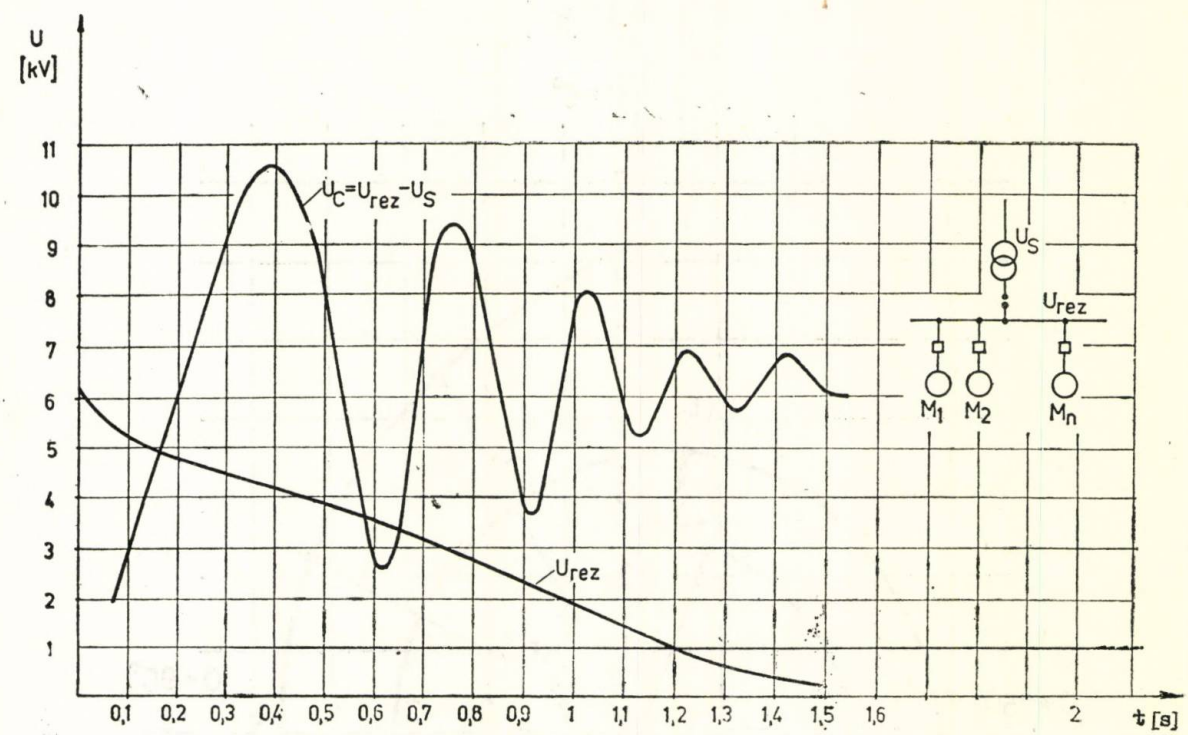


Fig. 8. Variaţia tensiunii reziduale şi a tensiunii compuse pe barele serviciilor interne.

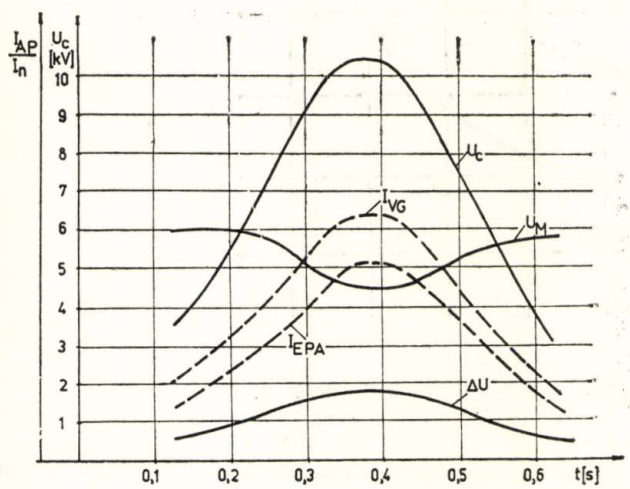


Fig. 9. Variaţia curentului de autopornire în funcţie de pauza de AAR pentru o secţie de bare a serviciilor interne la grupul de 200 MW.

UC – tensiunea compusă; *UM* – tensiunea de realimentare; I_{EPA} – curentul absorbit de electrotrompa de alimentare; I_{VG} – curentul absorbit de ventilatorul de gaze.

EPA $P = 4{,}25$ MW $\quad I_{*p} = 7{,}2$
VG $P = 1$ MW $\quad I_{*p} = 6{,}4$

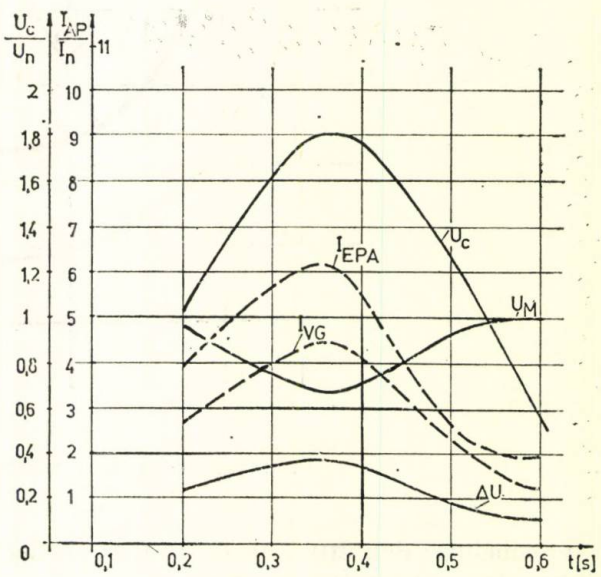


Fig. 10. Variaţia curentului de autopornire în funcţie de pauza de AAR pentru o secţie de bare a serviciilor interne la grupul de 100 MW.

UC – tensiunea compusă; *UM* – tensiunea de realimentare; I_{EPA} – curentul absorbit de electropompa de alimentare; I_{VG} – curentul absorbit de ventilatorul de gaze; ΔU – căderea de tensiune pe sursa de alimentare.

EPA $P = 4$ MW $\quad I_{*p} = 6{,}2$
VG $P = 0{,}8$ MW $\quad I_{*p} = 5{,}2$

I_{*p} – multiplul curentului de pornire la $s = 1$ şi $U = U_n$ (dată de catalog).

narea scurtcircuitului apar fenomene de pendulaţie între generator, motoarele asincrone din cadrul serviciilor interne şi sistem. Studiul acestor regimuri este posibil numai prin folosirea unor programe de calcul complexe în care trebuie să se ţină seama de fenomenele tranzitorii din generatorul sincron, motoarele asincrone, precum şi de influenţa elementelor de reglaj al tensiunii şi turaţiei.

Concluzii

1. Frînarea în grup a motoarelor asincrone are o influenţă foarte mare asupra frînării agregatelor din cadrul serviciilor interne, la dispariţia tensiunii. Un calcul exact de autopornire nu se poate face decît prin considerarea proceselor de frînare în grup.

2. Constanta de timp a tensiunii reziduale pe barele de servicii depinde de suma puterilor motoarelor care au rămas conectate pe bare, de încărcarea lor în regim normal de funcţionare de caracteristicile mecanice ale agregatelor şi alţi factori.

3. Tensiunea reziduală se amortizează mai repede decît frecvenţa; astfel în timpul în care tensiunea reziduală ajunge la zero, frecvenţa scade cu 7—10 %.

4. Influenţă mare asupra reuşitei autoporniri şi a timpului de accelerare a motoarelor după restabilirea tensiunii o are timpul cît durează pauza de tensiune. Cu micşorarea pauzei de tensiune se micşorează frînarea motoarelor şi se măreşte tensiunea de realimentare, ceea ce duce la scurtarea timpului de accelerare a motoarelor. Conform calculelor efectuate, curentul de autopornire, chiar în cazul în care tensiunea de realimentare este în opoziţie faţă de tensiunea reziduală, nu depăşeşte curentul de pornire la gol şi $U = U_n$. Rezultă că se poate folosi fără precauţii speciale AAR fără temporizare.

Bibliografie

[1] Sîromiatnikov, I. A. *Rejimi rabot asinhronih i sinhronih elektrodvigatelei*. Gosenergoizdat, Moscova, 1963.

[2] Stein, M. *Instalaţii electrice ale serviciilor proprii din centralele electrice*. Oficiul de documentare energetică, 1970.

[3] Vasiliev, A. A. ş.a. *Elektriceskaia ciasti stanţii i podstanţiiah, ciasti vtoraia*. Energhiia, Moscova-Leningrad, 1972.

(Articol intrat în redacţie la 2 decembrie 1976)

Model matematic de simulare pentru repartizarea economică a condensatoarelor într-o reţea radială

Dr. ing. **Gh. Cîrţină**,
ing. **Gh. Georgescu**,
ing. **M. Guşă** *)

Creşterea necesarului de putere, odată cu dezvoltarea sistemului nostru electroenergetic, impune din ce în ce mai mult compensarea componentei reactive pentru micşorarea pierderilor active, a căderilor de tensiune, pentru creşterea capacităţii de transport a instalaţiilor etc.

Dacă în privinţa sursei reactive deciziile s-au stabilit, cu cîteva excepţii, în favoarea condensatoarelor, pentru care se prevede mărirea ponderii pe viitor [1], [2], rămîne de determinat nivelul pînă la care trebuie făcută compensarea, locul de amplasare a condensatoarelor, astfel încît eficienţa economică să fie maximă.

Spre deosebire de majoritatea lucrărilor ce tratează acest subiect prin optimizarea unor funcţii [3], [4] folosind metoda multiplicatorilor lui Lagrange, metoda pe care o propunem permite apropierea de soluţia optimă prin valori discrete stabilite în urma unui calcul de eficienţă economică făcut pas cu pas. Modelul matematic propus utilizează criteriul cheltuielilor totale minime actualizate şi are la bază ideea ca un calculator electronic să parcurgă automat toate calculele şi analizele pe care le face proiectantul cînd studiază aceeaşi problemă prin metoda clasică.

*) Dr. ing. Gh. Cîrţină este şef de lucrări la Catedra de electroenergetică, Institutul politehnic Iaşi; ing. Gh. Georgescu este asistent, iar ing. M. Guşă este şef de lucrări la aceeaşi catedră.

Modelul matematic de simulare

Prin repartizarea economică a condensatoarele într-o reţea se caută determinarea valorilor optime a condensatoarelor ce trebuie instalate în diferite puncte ale reţelei, cu condiţia ca suma puterilor respective să fie egală cu o anumită putere, Q_c, determinată anterior [3]. În tratarea acestei probleme pot interveni şi alte restricţii, de exemplu referitoare la tensiunea din anumite puncte ale reţelei [5] etc.

Metoda prezentată în continuare permite tratarea unitară a problemei repartizării optime a condensatoarelor într-o reţea radială, dînd posibilitatea să se ţină seama şi de restricţii de tipul celor arătate mai sus.

Plecînd de la schema reală a reţelei se adaugă fictiv în punctele de compensare baterii de condensatoare cu puteri maxime acceptabile: Q_j^B, — pe partea de joasă tensiune şi Q_j^H — pe partea de medie tensiune. În principiu, aceste puteri pot să corespundă la cos $\varphi = 0{,}95$ în punctul respectiv, deoarece peste această valoare investiţiile cresc disproporţionat cu avantajele aduse de compensare [1]. Puterile acceptate se pot scrie ca multipli ai puterilor unor unităţi elementare: $Q_j^B = T_{1j}\, q^B$; $Q_j^H = T_{2j}\, q^H$, de exemplu 330 =22.15 kVar.

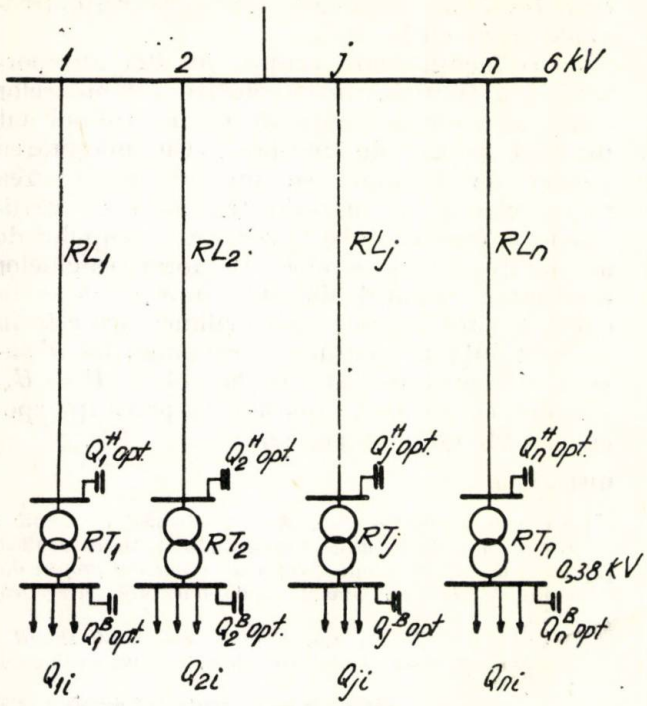


Fig. 2

Pentru că o asemenea repartiţie nu este cea optimă, investiţiile fiind încă prea mari, vom elimina succesiv unităţi elementare de putere q^B sau q^H, de la un consumator sau altul, încît situaţia după eliminare să fie mai economică decît cea precedentă.

Criteriul de comparaţie pe care-l folosim este cel al cheltuielilor totale minime actualizate. Dacă raportarea se face la primul an, an în care se face şi întreaga investiţie în condensatoare, expresia acestor cheltuieli, ţinînd seama de notaţiile din figurile 1 şi 2 şi în ipoteza că sarcina reactivă rămîne constantă pe perioada analizată, este dată de relaţia [6]:

$$A=\sum_{j=1}^{n}(\gamma^B\cdot Q_j^B+\gamma^H\cdot Q_j^H)\sum_{l=1}^{r}(1+a)^{-l}\Bigg\{\sum_{j=1}^{n}(p_c^B\cdot Q_j^B\cdot\beta^B+$$

$$+p_c^H\cdot Q_j^H\cdot\beta^H)T_{fj}+\frac{\beta^H}{U_n^2}\sum_{j=1}^{n}N_{fj}\cdot\sum_{i=1}^{m}[(Q_{ji}-Q_j^B)^2\cdot RT_j+$$

$$+(Q_{ji}-Q_j^B-Q_j^H)^2\,RL_j]\,t_{ji}\Bigg\}, \qquad (1)$$

unde

γ^B, γ^H — costul unui kVar instalat în condensatoare;

p_c^B, p_c^H — pierderile specifice de putere activă în condensatoare;

β^B, β^H — preţul energiei active pierdute;

N_{fj}, T_{fj} — numărul zilelor şi al orelor de funcţionare pe an, pentru plecarea j;

Q_{ji} — puterea reactivă medie pe intervalul t_{ji}, pentru plecarea j (fig. 2);

a — rata de actualizare;

r — perioada de studiu.

În aceste notaţii, indicele B se referă la joasă tensiune, iar indicele H la medie tensiune.

Efectul economic al eliminării unei unităţi elementare, q^B, de pe plecarea j este, la joasă tensiune:

$$dA_j^B=\gamma^B q^B+\sum_{l=1}^{r}(1+a)^{-l}p_c^B\cdot q^B\cdot T_{fj}\cdot\beta^B-$$

$$-\frac{K_{1j}\cdot q^B\cdot N_{fj}\cdot\beta^H}{U_n^2}\sum_{l=1}^{r}(1+a)^{-l}\sum_{i=1}^{n}\Big\{RT_j[2(Q_{ji}-Q_j^B)+$$

$$+K_{ij}\cdot q^B]+RL_j\Big[2[Q_{ji}-Q_j^B-(T_{2j}-$$

$$-K_{2j}+1)\,q^H]+K_{1j}\cdot q^B\Big]\Big\}\,t_{ji} \qquad (2)$$

iar la medie tensiune, eliminarea unei unităţi q^H se traduce prin:

$$dA_j^H=\gamma^H q^H+\sum_{l=1}^{r}(1+a)^{-l}p_c^H\cdot q^H\cdot N_{fj}\cdot\beta^H-$$

$$-\frac{K_{2j}\cdot q^H\cdot N_{fj}\beta^H}{U_n^2}\sum_{l=1}^{r}(1+a)^{-l}\sum_{i=1}^{m}RL_j\{2[Q_{ji}-Q_j^H-$$

$$-(T_{1j}-K_{1j}+1)\,q^B]+K_{2j}\cdot q^H\}\,t_{ji}, \qquad (3)$$

în care K_{1j} şi K_{2j} reprezintă numărul unităţilor elementare eliminate de pe plecarea j, pe partea de joasă tensiune şi, respectiv, de medie tensiune.

Expresiile (2) şi (3) pun în evidenţă că prin eliminarea unei unităţi elementare, q^B sau q^H, scad investiţiile şi pierderile active în condensatoare, dar cresc pierderile active în reţea. În etapa următoare se compară între ele valorile obţinute şi se scoate efectiv din schemă unitatea elementară pentru care efectul economic el eliminării este maxim, adică cea pentru care avem $max\{dA_j^B, dA_j^H;\ j=1,2,\ldots,n)$. Cu schema obţinută se reia calculul şi se elimină o nouă unitate elementară, cea mai defavorabilă în

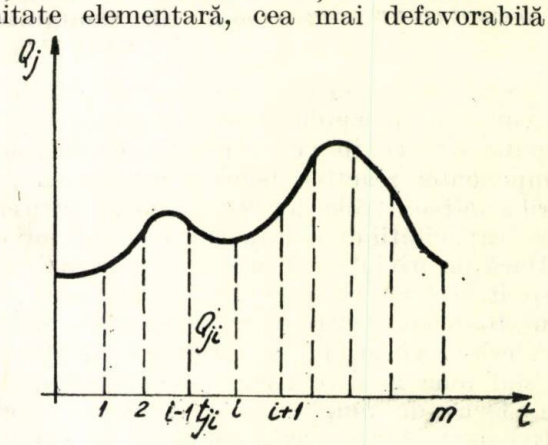


Fig. 2

noua situaţie. Schema logică de calcul este dată în organigrama din figura 3.

Cînd nu se impun restricţii de genul $\sum_{j=1}^{n}Q_j=Q_c$, programul de calcul prevede continuarea eliminărilor succesive atît timp cît $dA_j>0$, cu fiecare eliminare făcîndu-se apropierea de soluţia optimă, care corespunde lui $dA_j=0$, pentru $j=1, 2, \ldots, n$. Dacă suma puterilor bateriilor ce se vor instala este

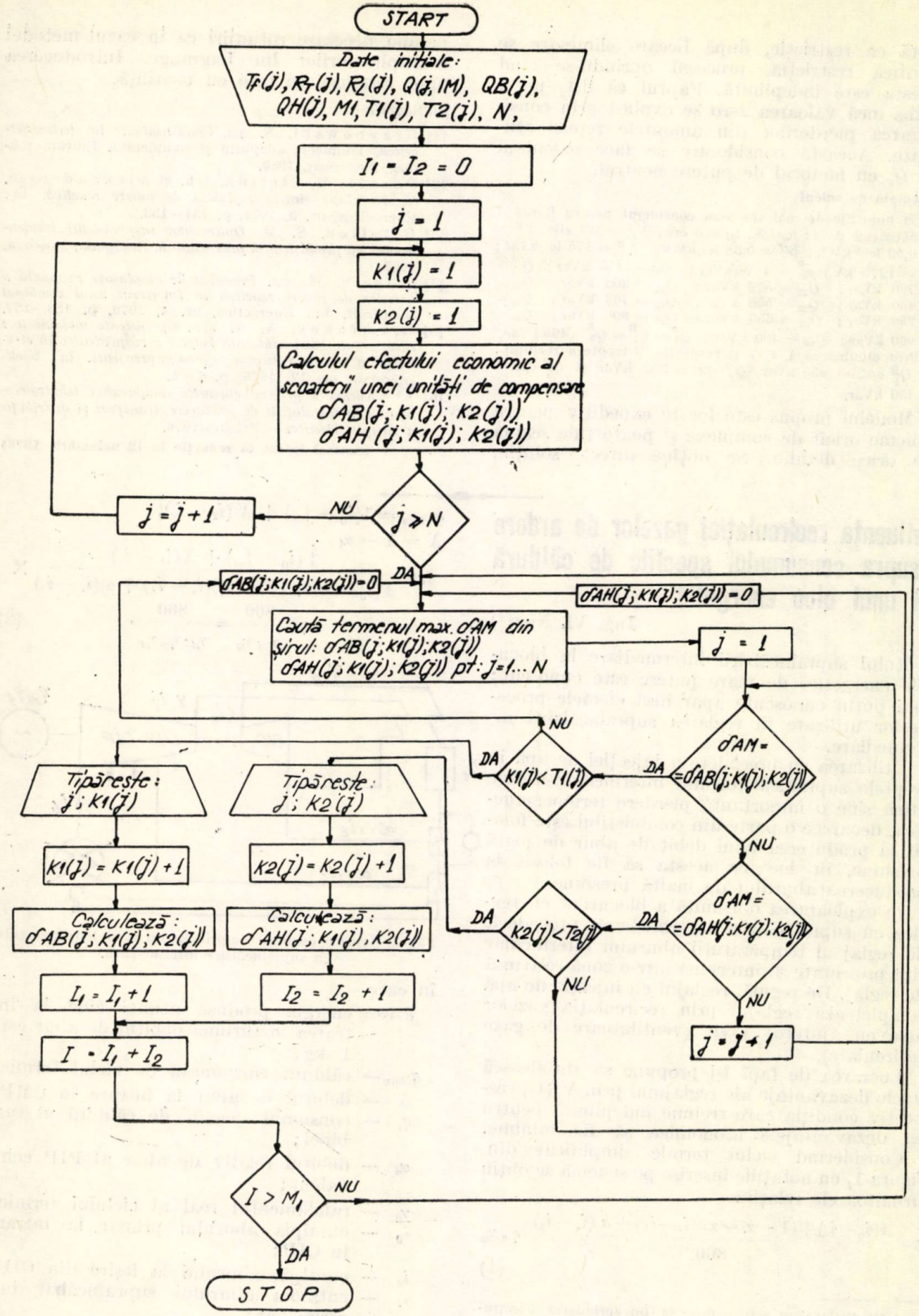

START
Date inițiale:
$T_F(j)$, $R_T(j)$, $R_L(j)$, $Q(j, IM)$, $QB(j)$, $QH(j)$, $M1$, $T1(j)$, $T2(j)$, N,
$I_1 = I_2 = 0$
$j = 1$
$K1(j) = 1$
$K2(j) = 1$
Calculul efectului economic al scoaterii unei unități de compensare
$\sigma AB(j; K1(j); K2(j))$
$\sigma AH(j; K1(j); K2(j))$
$j \geq N$
NU
$j = j + 1$
DA
$\sigma AB(j; K1(j); K2(j)) = 0$
$\sigma AH(j; K1(j); K2(j)) = 0$
Caută termenul max. σAM din șirul: $\sigma AB(j; K1(j); K2(j))$ $\sigma AH(j; K1(j); K2(j))$ pt: $j = 1 \ldots N$
$j = 1$
NU
DA
$K1(j) < T1(j)$
DA
$\sigma AM = \sigma AB(j; K1(j); K2(j))$
NU
Tipărește: j; $K1(j)$
Tipărește: j; $K2(j)$
$K1(j) = K1(j) + 1$
$K2(j) = K2(j) + 1$
Calculează: $\sigma AB(j; K1(j); K2(j))$
Calculează: $\sigma AH(j; K1(j), K2(j))$
DA
$K2(j) < T2(j)$
DA
$\sigma AM = \sigma AH(j; K1(j); K2(j))$
NU
NU
$I_1 = I_1 + 1$
$I_2 = I_2 + 1$
$j = j + 1$
$I = I_1 + I_2$
$I > M_1$
NU
DA
STOP

Fig. 3

dată ca restricție, după fiecare eliminare se verifică restricția, procesul oprindu-se cînd acesta este îndeplinită. Faptul că dA_j nu a atins încă valoarea zero se explică prin considerarea pierderilor din amontele rețelei studiate. Această considerare se face calculînd pe Q_c cu factorul de putere neutral.

Exemplu de calcul

Cu notațiile de mai sus s-au considerat pentru figura 1 următoarele date: $n = 3$; $t_{jj} = 6$ ore; $N_{fj} = 333$ zile; $\beta^B = 0{,}50$ lei/ kWh; $\beta^H = 0{,}38$ lei/kWh; $\gamma^B = 175$ lei/kVar; $Q_c = 1275$ kV; $p_c^B = 4$ W/kVar; $Q_{11} = 450$ kVar; $Q_{12} = 700$ kVar; $Q_{13} = 879$ kVar; $Q_{14} = 300$ kVar; $Q_{21} = 460$ kVar; $Q_{22} = 550$ kVar; $Q_{23} = 763$ kVar; $Q_{24} = 250$ kVar; $Q_{31} = 650$ kVar; $Q_{32} = 800$ kVar; $Q_{33} = 960$ kVar; $Q_{34} = 400$ kVar; $Q_1^B = Q_2^B = Q_3^B = 495$ kVar. Prin eliminarea a 4, 7 și respectiv, 3 trepte a rezultat: Q_1^B *opt.* = 435 kVar, Q_2^B *opt.* = 390 kVar și Q_3^B *opt.* = 450 kVar.

Modelul propus este foarte expeditiv pentru scheme oricît de complexe și poate ține seama de orice detaliu. Se obține direct soluția, nefiind necesare rotunjiri ca în cazul metodei multiplicatorilor lui Lagrange. Introducerea unor restricții se face cu ușurință.

Bibliografie

[1] Grzybowski, S. ș.a. *Condensatoare în electroenergetică.* Traducere adaptată și completată. Editura tehnică, București, 1966.

[2] Poeată, A., Cîrțină, Gh. și Alexandrescu, V. *Instalație statică reglabilă de putere reactivă.* În: Energetica, nr. 3, 1971, p. 131—133.

[3] Gitelson, S. M. *Optimalnoe raspredelenii kondensatorov na promîșlennih predpriatiah.* Energhiia, Moscova, 1967.

[4] Crisciu, H. ș.a. *Procedeu de amplasare rațională a surselor de putere reactivă în interiorul unui combinat industrial.* În: Energetica, nr. 4, 1976, p. 133—137.

[5] Gremeakov, A. A. ș.a. *Opredelenie moșcinosti i razmeșcenie kondensatornih baterei v raspredelitelnih elektriceskih seteah s ucetom rejima napreajenii.* În: Elektricestvo, nr. 12, 1976, p. 1—4.

[6] *** *Normativ privind calculele comparative tehnico-economice la instalațiile de producere, transport și distribuție a energiei electrice* — PE 011/1976.

(Articol intrat în redacție la 12 noiembrie 1976)

Influența recirculației gazelor de ardere asupra consumului specific de căldură al unui bloc energetic

Ing. **Vl. Nicu** *)

Rolul supraîncălzirii intermediare la blocurile energetice de mare putere este cunoscut; mai puțin cunoscute apar însă efectele procedeelor utilizate în reglarea supraîncălzirii intermediare.

Utilizarea cu precădere a injecției de apă în treptele supraîncălzitorului intermediar atrage după sine o importantă pierdere termoenergetică, deoarece o parte din combustibil este folosit la producerea unui debit de abur de joasă presiune, în loc ca acesta să fie folosit la producerea aburului de înaltă presiune.

În exploatarea obișnuită a blocurilor energetice cu supraîncălzire intermediară, procedeele de reglaj al temperaturii aburului intermediar sînt proiectate să intervină într-o zonă restrînsă de reglaj. De regulă, reglajul cu injecție de apă completează reglajul prin recirculația gazelor arse cu ajutorul VGR (ventilatoare de gaze recirculate).

Lucrarea de față își propune să stabilească unele dezavantaje ale reglajului prin VRG, respectiv condiția care trebuie îndeplinită pentru ca dezavantajele economice să fie minime.

Considerînd ciclul termic simplificat din figura 1, cu notațiile înscrise pe schemă se obțin următoarele relații:

$$e = \frac{1(i_0 - i_e) + (1 - \alpha_i - \alpha_j)(i_i - i_k) + \alpha_j(i_i - i_j)}{860}\,\eta_m\,\eta_h \qquad (1)$$

$$q_{ciclu} = 1(i_0 - i_{al}) + X(i_i - i_e),$$

$$X = 1 - \alpha_i$$

$$q_t = \frac{1(i_0 - i_{al}) + X(i_i - i_e)}{1(i_0 - i_e) + (X - \alpha_j)(i_i - i_k) + \alpha_j(i_i - i_j)} \times \times \frac{860}{\eta_m\,\eta_g} = \frac{860}{\eta_t \cdot \eta_m\,\eta_g}, \qquad (2)$$

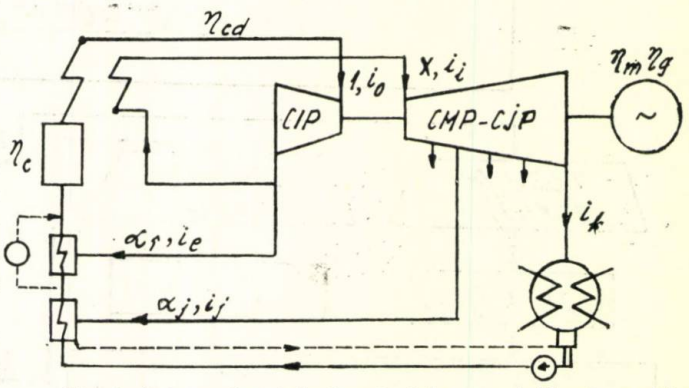


Fig. 1. Schema termică de principiu a unui bloc energetic cu supraîncălzire intermediară.

în care

- e este energia produsă atunci cînd la intrarea în turbină debitul de abur este 1 kg;
- q_{ciclu} — căldura consumată de ciclul termic;
- X — debitul de abur la intrare în CMP;
- q_t — consumul specific de căldură al turbinei;
- α_i — debitul relativ de abur al PIP echivalent;
- η_t — randamentul real al ciclului termic;
- i_0 — entalpia aburului primar la intrare în CIP;
- i_e — entalpia aburului la ieșire din CIP;
- i_i — entalpia aburului supraîncălzit intermediar;

*) Vladimir Nicu este inginer la Întreprinderea Electrocentrale Ploiești.

i_j — entalpia aburului la priza echivalentă a PJP;

i_k — entalpia aburului din condensator;

α_j — debitul relativ de abur al PJP echivalent;

$\eta_m\eta_n$ — produsul între randamentul mecanic al turbinei și al generatorului.

Pentru a deduce influența variației finite a temperaturii aburului intermediar asupra lui q_t, este suficient să se considere variația finită

$$\frac{\partial i_j}{\partial t_i} \approx 0{,}5 \text{ kcal/kg}$$

$$\bar{t}_{al} = 257$$

$$h_{ik} = (842 - 732)0{,}442 - (842 - 563) = -220 \text{ kcal/kg}$$

$$q_{ciclu} = (812 - 257) + 0{,}86\,(842 - 732) = 649{,}5 \text{ kcal}$$

$$\varepsilon = \frac{0{,}442 - 1}{220} = 2{,}54 \cdot 10^{-3}$$

este următorul:

$$\frac{\Delta q_t}{q_{t_0}} 100 = \frac{\dfrac{(-220)\cdot 860 \cdot 10^{-2}}{0{,}995 \cdot 0{,}985 \cdot 649{,}5 \cdot (0{,}442)^2}(3{,}5 \cdot 10^{-4} + 2{,}54 \cdot 10^{-3} \cdot 0{,}86 \cdot 0{,}5)}{2100} \cdot (-10) = 1{,}04\,\%.$$

a acestuia în raport cu t (temperatura aburului supraîncălzit intermediar):

$$\Delta q_t = \frac{h_{ik}\,860}{\eta_m \cdot \eta_g \cdot q_{ciclu}\,\eta_i^2}\left(\frac{\eta X}{\partial t_i} + \varepsilon X \frac{\partial i_i}{\partial t_i}\right) \cdot \Delta t_i,$$

$$h_{ik} = (i_i - i_e)\,\eta_t - (i_i - i_k), \qquad (3)$$

$$\varepsilon = \frac{\eta_t - 1}{(i_i - i_e)\cdot \eta_t - (i_i - i_k)},$$

în care s-a considerat, pornind de la rezultate practice, că în condiții de referință date $q_t = f(X, i_i)$.

Condiția de referință simplificatoare care se impune a fi adoptată este de a menține constant consumul orar de combustibil al blocului:

$$Q_{b0} = \text{const.}$$

Analizînd expresia (3), se constată că, la scăderea temperaturii aburului supraîncălzit intermediar, readucerea puterii grupului la valoarea de referință P_0 impune creșterea lui X.

În cazul scăderii (spre exemplu, cu 10°C) a temperaturii menționate, ordinul de mărime al variației relative a consumului specific de căldură al turbinei, dîndu-se pentru un bloc de 200 MW:

$i_0 = 812$ kcal/kg
$i_i = 842$ „
$i_e = 732$ „
$i_k = 563$ „
$\eta_t = 0{,}442$
$\eta_m = 0{,}995$
$\eta_g = 0{,}985$
$X = 0{,}86$
$q_{t0} = 2100$ kcal/kg
$\dfrac{\partial X}{\partial t_i} \approx 3{,}5 \cdot 10^{-4}$ u.r./°C

Variațil consumului specific de căldură capătă o altă semnificație dacă se ia în considerare și cazanul blocului energetic. Astfel, utilizarea VGR atrage după sine modificări în repartiția transmisiei căldurii pe traectul gazelor de ardere, micșorîndu-se radiația în focar și crescînd, în schimb, transmisia prin convecție în drumul II de gaze.

Influența VGR pentru focar se pune în evidență rezolvînd ecuația de gradul II în raport cu temperatura de ardere, t_i:

$$\beta \cdot t_i^2 + (\lambda + \beta \cdot 273) \cdot t_i - \frac{Q_F}{(1 + r)V_g} = 0, \qquad (3)$$

a cărei soluție pozitivă este

$$t_i = -\frac{\lambda + \beta \cdot 273}{2 \cdot \beta} + \qquad (4)$$

$$+\sqrt{\left(\frac{\lambda + \beta \cdot 273}{2 \cdot \beta}\right)^2 + \frac{Q_F}{\beta(1 + r) \cdot V_g}}$$

în care

r, β sînt constante prin care s-a exprimat variația liniară, în funcție de temperatură, a căldurii specifice pentru gazele de ardere;

Q_F este căldura introdusă în focar cu aerul de combustie și cu gazele recirculate;

$r = \dfrac{V_{gr}}{V_g}$ — raportul de recirculație al gazelor de ardere (raportul dintre gazele recirculate și gazele din cazan).

După cum rezultă din (4), creșterea lui r se soldează cu reducerea lui t_i, dar, conform rezultatelor obținute în exploatare, apare o

creștere a temperaturii gazelor la coș și, prin urmare, are loc o înrăutățire corespunzătoare a randamentului cazanului.

La Q_{b0} = const., micșorînd, prin VGR, față de o valoare de referință dată („0" — starea de referință), temperatura de supraîncălzire a aburului intermediar, se obține o ameliorare a randamentului cazanului și o creștere a consumului specific de căldură al turbinei, putîndu-se scrie relația :

$$q_b = \frac{Q_{b0}}{P} = \frac{(q_{t0}+\Delta q)(P_0-\Delta P)+\Delta P'(q_0+\Delta q)}{\eta_{cd}(\eta_{c0}+\Delta\eta_c)} =$$

$$= q_{b0}\frac{\left(1+\frac{\Delta P}{P_0}\right)\left(1-\frac{\Delta P}{P_0}+\frac{\Delta P'}{P_0}\right)}{1+\frac{\Delta\eta_c}{\eta_{c0}}} \approx q_{b0}\frac{1+\frac{\Delta P'}{P_0}}{1+\frac{\Delta\eta_c}{\eta_{c0}}},$$

$$q_{b0} = \frac{q_{t0}}{\eta_{cd}\cdot\eta_{c0}}, \quad \frac{\Delta q}{q_{t0}} = \frac{\Delta P}{P_0}, \qquad (5)$$

unde

q_b este consumul specific de căldură al blocului ;
Q_{b0} — consumul de căldură de referință al blocului ;
q_{t0} — consumul specific de referință al turbinei ;
Δq — creșterea consumului specific al turbinei datorită scăderii temperaturii aburului intermediar ;
P_0 — puterea de referință a grupului ;
ΔP — micșorarea puterii datorită scăderii temperaturii aburului intermediar ;
$\Delta P'$ — creșterea debitului de căldură al cazanului în urma ameliorării randamentului.

Relația (5) permite optimizarea utilizării VGB, astfel încît consumul specific, q_b, în condiții reale de exploatare, să fie minim. Pentru aceasta (Q_{b0} = const.) este suficient să se îndeplinească condiția :

$$\frac{\Delta P'}{P_0} \leqslant \frac{\Delta\eta_c}{\eta_{c0}}. \qquad (6)$$

Este necesară observarea creșterii puterii grupului turbogenerator datorită creșterii debitului de căldură la cazan, respectiv determinarea creșterii randamentului acestuia în funcție de scăderea temperaturii gazelor la coș, în cele din urmă verificîndu-se condiția (6).

Concluzii

Deoarece $\Delta P'$ și $\Delta\eta_c$ depind simultan de variația temperaturii aburului supraîncălzit intermediar, aceștia nu pot fi influențați independent unul de celălalt. Important este faptul că o scădere a temperaturii respective impune exprimarea consumului specific conform (5).

Avînd în vedere că relația (3) are ca principală variabilă X (celelalte mărimi fiind, practic, niște constante) raportul $\Delta P'/P_0$ se stabilește suficient de exact, conform exemplului tratat anterior.

(Articol intrat în redacție în octombrie 1975)

Aparat pentru transfer de date

Ing. **V. Popescu**,
Subing. **Gh. Drăghici** *)

Necesitatea măsurării simultane a unui număr tot mai mare de mărimi fizice în diferite domenii din știință și tehnică, a repetării acestor măsurări la intervale mici de timp și tendința de automatizare a înscrierii cifrice a indicațiilor instrumentelor de măsură sau a semnalelor date de diverse traductoare au condus la apariția și utilizarea pe scară tot mai largă a înregistratoarelor automate de date.

În sectorul energetic, astfel de sisteme numerice de înregistrare aduc un aport valoros și în metodele experimentale pentru identificări la instalații și procese tehnologice din termo și hidrocentrale.

În cadrul acțiunii de autodotare a cercetării cu mijloace moderne de măsurare se înscrie și realizarea în ICEMENERG a unui aparat pentru transfer de date.

Acest aparat este destinat înregistrării de valori numerice ale unor mărimi fizice, ca, de exemplu : temperaturi, presiuni, debite, deplasări etc., convertite în prealabil cu ajutorul unor traductoare în tensiuni sau curenți proporționali cu valorile măsurate. Pentru realizarea conversiei analog-numerice se folosește un voltmetru digital, iar pentru înregistrare se utilizează un perforator de bandă.

Valorile numerice de pe banda perforată pot fi introduse într-un calculator ca date ale unor programe.

Descrierea aparatului

Schema-bloc funcțională a aparatului este dată în figura 1.

La cele 20 de intrări se pot conecta următoarele elemente : traductoare, adaptoare, compensatoare, convertoare, care furnizează la

*) Autorii lucrează la ICEMENERG.

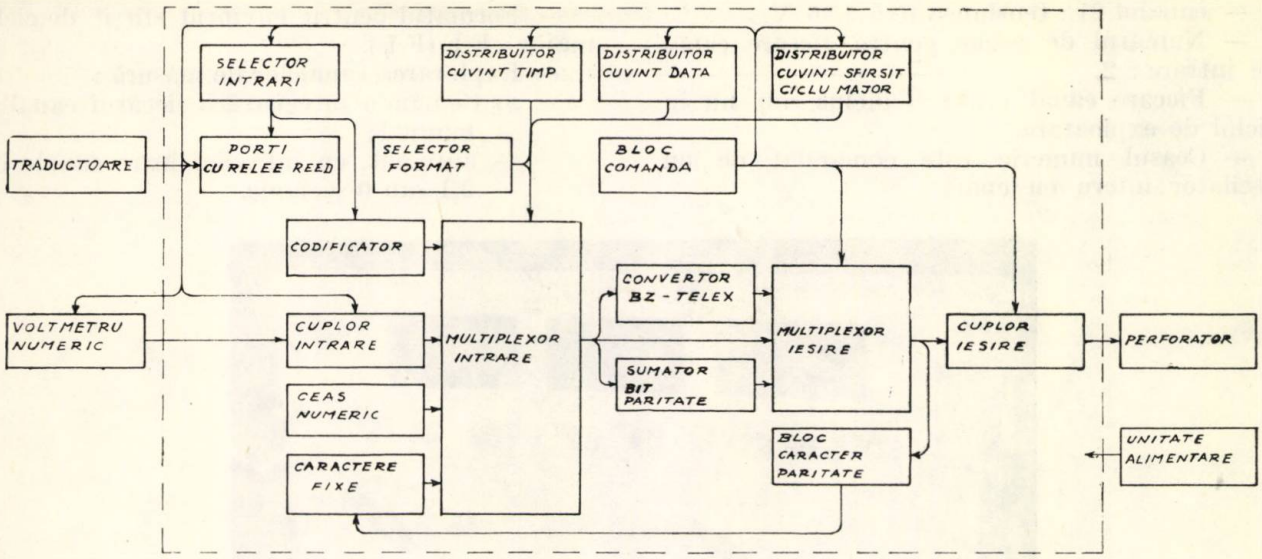


Fig. 1

ieșire un curent sau o tensiune de 0...10 mA, respectiv 0...10V.

Ieșirile traductoarelor sînt conectate pe rînd la voltmetrul numeric prin intermediul unor porți cu relee Reed, a căror deschidere este comandată de selectorul de intrări. Voltmetrul numeric convertește valoarea analogică a mărimii de intrare într-o valoare numerică, reprezentată prin trei cifre exprimate în binar-zecimal 8421. După terminarea măsurării, voltmetrul emite un semnal de sfîrșit de conversie, care comandă începerea înregistrării pe rînd a celor trei cifre. De la ieșirea voltmetrului, prin cuplorul de intrare, fiecare cifră este lăsată să treacă spre ieșire, prin porțile multiplexoarelor de intrare și de ieșire, la comenzile date de distribuitorul cuvînt-dată. Semnalele aferente fiecărei cifre sînt prezentate la ieșirea aparatului prin cuplorul de ieșire și sînt preluate de perforator atunci cînd blocul de comandă emite un semnal de start.

După înregistrarea pe bandă a unei cifre, perforatorul transmite aparatului un impuls de acceptare a unei noi înregistrări. Blocus de comandă dispune, prin distribuitorul de cuvînt-dată, înregistrarea cifrei următoare etc.

Înregistrarea unei valori numerice poate fi însoțită de înscrierea numărului canalului de intrare, a unor caractere fixe, de înregistrarea timpului, a unui caracter de paritate, toate acestea constituind un ciclu minor.

Dependent de alegerea modului de lucru, se poate trece imediat, după un timp prestabilit sau la o comandă manuală, la inițializarea unui nou ciclu minor corespunzător următorului canal de intrare. Configurația ciclului minor se alege cu ajutorul selectorului de format.

Într-un ciclu major, de baleiere a tuturor intrărilor, pot fi incluse 22 de cicluri minore, corespunzătoare celor 20 de intrări și celor două tensiuni de control, cuvîntul timp, un caracter de paritate și 4 caractere fixe.

Configurația ciclului major se alege cu ajutorul comutatoarelor de introducere în înregistrare a canalelor și a caracterelor fixe. Scrutarea intrărilor poate fi reluată fără pauză, la intervale de timp prestabilite sau la comandă manuală.

În figura 2 este prezentat panoul frontal. Pe acesta sînt amplasate următoarele elemente:

— dispozitivul de afișare a timpului;

— push-butoanele pentru stabilirea inițială a orei exacte;

— claviatura pentru comenzi asupra ceasului;

— claviatura de inițializare a ciclului major;

— claviatura de inițializare a ciclului minor;

— claviatura pentru alegerea codului la ieșire;

— push-butonul de oprire manuală a înregistrării;

— comutatorul de stabilire a duratei înregistrării.

Caracteristici tehnice

— La intrări se pot conecta elemente ca traductoare, adaptoare, compensatoare, convertoare, care furnizează la ieșire un curent continuu de 0 ... 10 mA sau o tensiune continuă de 0...10 V.

— Pentru realizarea conversiei valorii analogice într-o valoare numerică a mărimii fizice de măsurat, se folosește un voltmetru digital.

— Ca dispozitiv de înregistrare se folosește un perforator de bandă.

— Numărul canalelor de intrare : 20.

— Controlul opțional pentru verificarea bunei funcționări a întregului sistem de măsurare — înregistrare :

— canalul 0 : tensiunea fixă 0,00 V;

— canalul 21 : tensiunea fixă 5,86 V.
— Numărul de borne pentru fiecare canal de intrare : 2.
— Fiecare canal poate fi inclus sau nu în ciclul de exploatare.
— Ceasul numeric este comandat de un oscilator intern cu cuarț.

— Formatul pentru cuvîntul sfîrșit de ciclu major : F F (F F).
— Explorarea canalelor de măsură :
a) Comanda înregistrării fiecărui canal :
— manual ;
— automat, cu întîrzieri între canale de 2,1 sau 0 secunde.

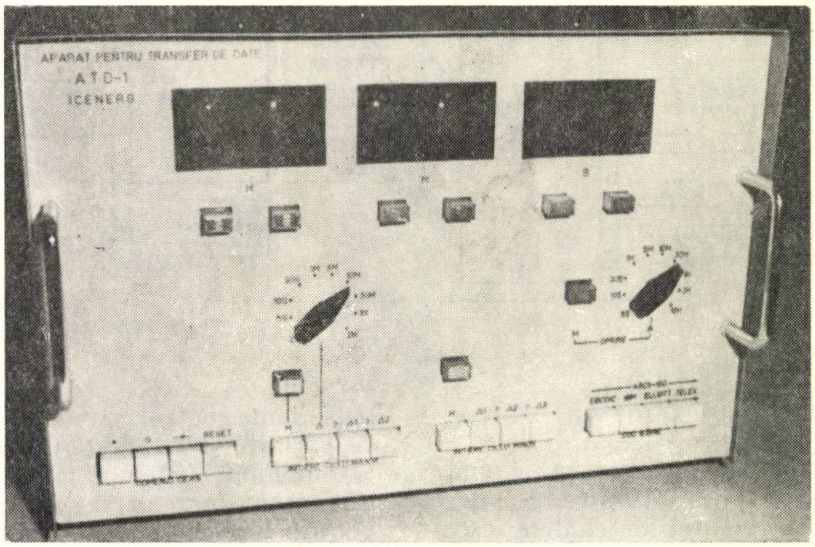


Fig. 2.

— Capacitatea de memorare a ceasului : 23 ore, 59 minute, 59 secunde.
— Afișarea timpului : cu tuburi NIXIE.
— Comenzi manuale pentru ceasul numeric :
— aducere la zero
— stabilirea ceasului la ora dorită
— pornire
— oprire
— Formatul pentru cuvîntul timp :
(F) H H M M S S (F) (F) (F)

unde

HH — ore
MM — minute
SS — secunde
F — caracter ales dintr-un număr de 5 caractere fixep restabilite.

Caracterele incluse în paranteze sînt opționale.
— Numărul de cifre al valorii numerice : 3 (gama de măsurare : 0,00...9,99 V)
— Formatul pentru cuvîntul-dată :
(C C) (F) D D D (F) (F F)

unde :

C C — numărul de canal.
D D D — valoarea numerică a mărimii măsurate.

— Înregistrarea timpului :
— la începutul fiecărui ciclu minor ;
— la începutul fiecărui ciclu major ;
— din 10 în 10 cicluri majore.

b) Comanda înregistrării setului de canale (comanda baleierii canalelor) :
— manual ;
— automat :
— la intervale de 2, 5, 10, 30 s
1, 5, 10, 30 M
1, 2 H
— fără pauză între baleierile succesive, cu înregistrarea timpului înaintea fiecărui ciclu major ;
— fără pauză între baleierile succesive, cu înregistrarea timpului din 10 în 10 cicluri majore.
— Oprirea înregistrării :
— manual ;
— automat, după un timp prestabilit de
5, 10, 30, s
1, 5, 10, 30, M
1, 2, 10 H

— Aparatul se poate aduce în starea inițială printr-o comandă manuală.
— Pentru informația de la ieșirea aparatului, se poate alege cu o claviatură unul din codurile :
ASCII, ISO, EBCDIC, IBM, ELLIOTT, TELEX.
— Timpul minim de înregistrare a unui ciclu major la configurația maximă :
circa 2,5 secunde
(viteza de înregistrare : 8 canale/secundă).
— Dacă se renunță la canalele de control și la caracterele opționale timpul minim de înre-

gistrare a celor 20 de canale de intrare este de circa 1 secundă
(viteza de înregistrare maximă: cca 20 canale/secundă).

- Alimentarea: 220 V $\pm$ 10%, 50 Hz
- Consumul: 100 VA.
- Dimensiunile de gabarit ale aparatului: înălțimea 280 mm, lățimea 420 mm, adîncimea 440 mm.
- Dimensiunile de gabarit ale unității de alimentare: înălțimea 250 mm, lățimea 330 mm, adîncimea 410 mm.
- Greutatea aparatului: 18 kg.
- Greutatea unității de alimentare: 16 kg.

Aparatul este realizat cu tranzistoare cu Si și cu circuite integrate logice fabricate de IPRS — Băneasa.

Concluzii

Aparatul pentru transfer de date ATD-1 a fost utilizat cu succes în diverse măsurători în termocentrale, hidrocentrale și alte obiective energetice, în cadrul unor lucrări privind:

— acordarea regulatoarelor de turație;
— determinarea statisticii fluctuațiilor mărimilor telemăsurate;
— analiza efectului automatizării în punctele termice;
— identificarea caracteristicilor dinamice la o turbină hidraulică.

Într-o nouă versiune, viteza de înregistrare poate fi mărită prin utilizarea unui perforator și a unui voltmetru numeric cu performanțe mai bune în acest sens. Numărul de cifre al valorii numerice se poate mări dependent de tipul de voltmetru utilizat. De asemenea, se poate mări numărul canalelor de intrare.

(Articol intrat în redacție la 21 septembrie 1976)

PUNCTE DE VEDERE

Împotriva coeficientului de schimb de căldură prin convecție α

Dr. ing. **Const. I. Staicu** *)

Redacția revistei supune discuției cititorilor opinia autorului. Deoarece în prezent la tratarea convecției termice se folosește curent coeficientul α, propunerea de eliminare a coeficientului α are implicații deosebite. Prin deschiderea discuțiilor și eventuala publicare a părerilor specialiștilor, se poate aduce o contribuție valoroasă în acest domeniu.

1. Prezentarea problematicii

Coeficientul de trecere a căldurii α se utilizează în domeniul convecției termice; acest simbol se folosește în mod obișnuit. El intervine în problema lui Boussinesq: un corp solid, cu dimensiunile geometrice d_g și forma φ, este scufundat într-un lichid care curge cu viteza v; corpul are temperatura θ_s, mai mare decît temperatura θ_l pe care o are lichidul la o distanță relativ mare de corpul solid, iar $\Delta\theta = \theta_s - \theta_l$; lichidul are densitatea ρ, căldura specifică c_p și conductibilitatea termică λ. Se cere să se calculeze cantitatea de căldură q pe care o cedează solidul în unitatea de timp.

În acest exemplu intervine fenomenul natural de transmitere a căldurii de la corpul solid la lichid. Convecția căldurii, alături de conducție și radiație termică, reprezintă unul dintre cele trei moduri elementare de transmitere a căldurii.

Convecția căldurii este un fenomen fizic complex. Ea implică transferul de căldură prin amestecul unei părți dintr-un fluid cu cealaltă parte a aceluiași fluid. Mișcarea fluidului poate să rezulte din diferența de densitate — cauzată, la rîndul ei, de diferența de temperatură — sau poate să fie produsă cu mijloace mecanice; această diferențiere conduce la clasificarea convecției în: liberă (naturală) și forțată. În convecția liberă, forța motrice este dată de forța cîmpului gravitațional asociată cu variațiile locale de densitate; fără aceste variații, fluidul ar rămîne nemișcat. Simultan, căldura este transportată prin conducție moleculară, iar în cazul fluidelor transparente, și prin radiație. În descrierea fenomenului intervine relația de bilanț termic, după care răcirea corpului se realizează prin transmiterea căldurii de la suprafața lui la mediul fluid înconjurător.

Convecția căldurii depinde deci de relativ multe mărimi, corelate printr-o relație cu forma generală

$$q = f(d_g, \varphi, v, \theta_s, \theta_l, \rho, c_p, \lambda, \eta, a), \qquad (1)$$

în care η și a reprezintă viscozitatea dinamică, respectiv difuzibilitatea termică a fluidului.

Datorită complexității fenomenului de convecție termică, în condițiile unor greutăți majore la dezvoltarea calculelor matematice, dar sub constrîngerea practicii — care necesită totuși relații de calcul utile pentru proiectarea și exploatarea instalațiilor — Newton a propus

*) Dr. ing. Constantin I. Staicu este cercetător științific principal la ICEMENERG.

pentru calculul fluxului de căldură q transmis prin convecție, încă din anul 1701, relația

$$q = \alpha S(\theta_s - \theta_l), \qquad (2)$$

în care S este suprafața corpului prin care are loc transportul de căldură. În această situație este evident că s-a trecut întreaga dificultate de studiu pe seama coeficientului α, care înglobează majoritatea parametrilor utilizați la descriere.

Rezolvarea propusă de Newton implică determinarea experimentală a coeficientului α; metoda s-a utilizat în știință și tehnică, și este încă la modă. Cercetarea teoretică s-a dezvoltat în consecință, iar necesitățile practicii au fost satisfăcute.

2. Eliminarea coeficientului α

Autorul opinează că efortul cercetătorilor trebuie orientat în viitor către eliminarea coeficientului α. Tratarea problemelor de transmitere a căldurii prin convecție să se facă similar ca în toate celelalte domenii ale științei și tehnicii, și anume: pe baza factorilor fizici care intervin în descrierea fenomenului de convecție termică și a proceselor în care intervine convecția termică. Studiul lor să se facă, în principal, prin metoda analitică.

3. Cercetarea teoretică

Metoda analitică este deja utilizată în acest domeniu. Se preconizează de către autor să fie extinsă față de prezent; și aceasta, deoarece este cunoscut faptul că metoda teoretică, analitică, de studiu a fenomenelor fizice este cea mai satisfăcătoare pentru spiritul omenesc.

Totodată, în metoda teoretică de tratare a fenomenelor fizice se evidențiază faptul că α nu este o mărime fizică, deși este măsurabilă și are o definiție; coeficientul α este un simbol, exprimat printr-o relație între parametrii fizici care descriu fenomenul convecției termice.

Ambele aspecte de mai sus se exemplifică prin studiul publicat pentru prima oară în 1881 de Lorenz, referitor la transmiterea căldurii prin convecție liberă între o placă verticală și un fluid. S-a considerat că are loc transmiterea căldurii prin conducție în stratul de fluid care curge laminar sub influența variației densității; s-a presupus că temperatura peretelui este uniformă și s-a ținut seama numai de componenta orizontală a vitezei fluidului. Relația dedusă pe baza calculelor de analiză matematică, relativ laborioase, are forma

$$\alpha = 0{,}548 \frac{\lambda}{h} \left(\frac{g \rho^2 \Delta\theta c_p h^3 \beta}{\lambda \eta} \right)^{\frac{1}{4}}, \qquad (3)$$

în care simbolurile noi reprezintă accelerația în căderea liberă g, înălțimea plăcii h și coeficientul de dilatare cubică a fluidului β; restul simbolurilor se referă la fluid și au semnificația indicată anterior. Din relațiile (2) și (3) rezultă, prin substituirea lui α, soluția problemei lui Boussinesq.

Rezolvarea analitică a fost posibilă în acest caz datorită geometriei simple a sistemului fizic. Cercetarea teoretică este finalizată într-un număr redus de cazuri datorită complexității sistemelor fizice care intervin în numeroasele forme de generatoare de abur, cuptoare etc. care se utilizează în diversele domenii industriale, precum și dificultăților care se întîmpină la rezolvarea sistemelor de ecuații algebrice și diferențiale.

Totodată se poate constata cu ușurință că în soluția problemei lui Boussinesq intervin numai mărimile fizice care descriu fenomenul convecției termice; coeficientul α se elimină.

4. Metode pentru viitor

Prin faptul că α reprezintă o „sinteză" a mai multor mărimi fizice care intervin în descrierea convecției termice, se consideră legitimă opinia de a fi înlocuit cu chiar relația dintre mărimile care-l exprimă. Asemenea relații, corespunzătoare diverselor situații din practică, trebuie să constituie obiectul cercetărilor viitoare. Deși folosirea coeficientului α — care s-a adoptat la finele secolului al XVI-lea — s-a menținut peste secole, se opinează că în prezent sînt condiții pentru eliminarea lui, și este chiar oportună. În legătură cu posibilitatea de realizare a propunerii, se sugerează în continuare unele idei.

Se știe că ecuațiile generale care descriu convecția căldurii sînt: ecuația energiei, ecuația mișcării, ecuația continuității și ecuația de stare; la acestea se adaugă condițiile de unicitate care descriu particularitățile cazului studiat. Intervine, de asemenea, ecuația schimbului de căldură, conform căreia căldura transmisă prin convecție se transmite în stratul limită al fluidului adiacent corpului solid, prin conducție: or, după Fourier, fluxul de căldură transmis prin conducție se exprimă prin relația

$$q = -\lambda S \frac{\partial \theta}{\partial x}, \qquad (4)$$

în care intervine gradientul de temperatură în direcția x normală la suprafața S. Ca urmare, sînt valabile relațiile

$$q = \alpha S(\theta_s - \theta_l) = -\lambda S \frac{\partial \theta}{\partial x}, \qquad (5)$$

care se folosesc curent. Este deci evident că eliminarea lui α conduce la eliminarea primei ega-

lităţi (5), ceea ce înseamnă că trebuie să se folosească, în loc, fluxul de căldură q.

Pentru un caz concret care se studiază, să se ia în considerare toate ecuaţiile care-l descriu, indiferent de numărul lor. Or, este ştiu că scrierea ecuaţiilor nu constituie, de obicei, o dificultate majoră; se evită însă folosirea unui număr prea mare de ecuaţii datorită dificultăţilor de rezolvare. Trebuie să nu se uite însă că numărul ridicat de ecuaţii nu mai constituie, în prezent, o dificultate în tratarea analitică, deoarece se dispune de calculatoare electronice. În condiţiile moderne sînt accesibile modele matematice cu numere impresionante de ecuaţii; astfel, de exemplu, se menţionează că pentru studiul gravitaţiei terestre s-au folosit 140 000 ecuaţii.

Pentru sistemele de ecuaţii la a căror rezolvare cu metodele exacte se întîmpină dificultăţi, se poate apela şi la analiza dimensională. La rezolvarea ecuaţiilor diferenţiale, a căror integrare nu se face prin operaţia inversă derivării — şi deci trebuie să se adopte soluţii particulare —, folosirea analizei dimensionale restrînse se dovedeşte salutară. Această metodă constă în faptul că soluţia particulară care trebuie să se adopte se obţine prin calcule de analiză dimensională din înseşi mărimile fizice care intervin în ecuaţia diferenţială respectivă; o astfel de soluţie particulară este net superioară oricărei alte soluţii, deoarece se deduce din chiar mărimile care intervin în cazul studiat, în totalitatea lor. Metoda s-a dovedit deja fructuoasă în cercetarea ştiinţifică.

În prezent se dispune de analiza dimensională generală care este în măsură să stabilească relaţii monom, omogene dimensional, pe baza numai a considerentelor de omogenitate dimensională, pînă la valoarea factorului numeric. Această metodă poate să fie, de asemenea, utilă în legătură cu opinia autorului de eliminare a coeficientului de convecţie, deoarece α nu este altceva decît o mărime dimensională care se măsoară în $Wm^{-2}K^{-1}$ sau $kcal\ m^{-2}h^{-1}\theta^{-1}$, descrisă de o listă de alte mărimi fizice, de asemenea măsurabile, care intervin în convecţia termică.

5. Încheiere

În încheiere se reafirmă opinia autorului de a se urmări eliminarea coeficientului α în tratarea problemelor de transmitere a căldurii prin convecţie. Se apreciază că această propunere poate să constituie un obiectiv demn de luat în considerare. În legătură cu oportunitatea propunerii se prezintă unele idei.

Folosirea în continuare a coeficientului α prezintă iz de comoditate. Prin luarea în considerare a mărimilor fizice „reale" şi folosirea lor în mod expres — α este o reprezentare formală — se realizează şi în acest domeniu situaţia similară cu toate celelalte domenii ale ştiinţei. Eliminarea coeficientului α ar constitui un progres faţă de acum circa trei secole, în privinţa concepţiei de tratare a problemelor de convecţie a căldurii. S-ar deschide desigur noi perspective pentru cunoaşterea acestor fenomene şi procese fizice. S-ar reduce cercetările experimentale — care, este ştiut, sînt costisitoare — la necesităţile de verificare a rezultatelor teoretice. Ar fi stimulat efortul pentru cercetări teoretice, care satisfac în mai mare măsură spiritul omenesc.

Se face precizarea că propunerea de eliminare a coeficientului α este independentă de cele prezentate mai sus asupra metodelor care se pot folosi la studiul convecţiei termice.

Autorul invită specialiştii în domeniul transmiterii căldurii să studieze fenomenele de convecţie termică fără să folosească în continuare coeficientul α.

(Articol intrat în redacţie în septembrie 1976)

CRONICĂ

A doua sesiune de comunicări tehnico-științifice organizată de I.R.E. Suceava

În zilele de 28 și 29 octombrie 1976, în cadrul Întreprinderii de rețele electrice Suceava s-au desfășurat lucrările celei de-a 2-a sesiuni de comunicări tehnico-științifice. Această manifestare, organizată de Comisia inginerilor și tehnicienilor și conducerea întreprinderii, a fost prilejuită de sărbătorirea Zilei energeticianului din acest an și în același timp a constituit o continuare a unei acțiuni începute în octombrie 1974, cînd în cadrul IRE Suceava a fost organizată prima sesiune de acest fel. Pusă sub semnul afirmării cincinalului revoluției tehnico-științifice, manifestarea a sintetizat unele rezultate ale preocupărilor pe linie de cercetare a personalului tehnico-ingineresc din întreprindere în direcția ridicării continue a nivelului proiectării, execuției și exploatării instalațiilor electroenergetice din județele Suceava și Botoșani.

Ponderea comunicărilor acestei sesiuni cu participare națională a fost însă asigurată de aportul prestigios al unor cadre didactice și de cercetare de la Institutul politehnic București, Institutul politehnic Iași, I.F.A., Institutul politehnic Brașov, ISPE, ICEMENERG, DEN — M.E.E., SCP—CIEET, Întreprinderea de mașini electrice București, ca și în cadrul altor întreprinderi de rețele electrice din țară.

Lucrările sesiunii au fost deschise de ing. Ovidiu Mustață — directorul IRE Suceava. La ședința festivă de deschidere au luat cuvîntul tov. Mihai Ghergu, din partea organelor locale de partid și de stat, ing. Cornel Scurtu, vicepreședinte al Comitetului Uniunii pe ramură a sindicatelor mine și energie, și prof. dr. doc. Andrei Țugulea, decanul facultății de electrotehnică din cadrul Institutului politehnic București.

Vorbitorii au subliniat în cuvîntul lor importanța manifestării ca mijloc practic și de lucru privind materializarea politicii partidului și statului nostru referitoare la aprofundarea continuă a procesului de integrare a cercetării cu producția și învățămîntul.

Apreciind efortul organizatorilor, vorbitorii și-au exprimat părerea că astfel de manifestări, cu un pronunțat caracter de lucru, vor trebui să fie implementate în activitatea permanentă a comisiilor de ingineri și tehnicieni, ele avînd menirea nu numai de a face bilanțul unor preocupări comune pe linie de cercetare, producție și învățămînt, dar în mod deosebit de a jalona activitatea de viitor, de a găsi căile, mijloacele și metodele de aprofundare a procesului integrării, astfel încît rezultatele să contribuie efectiv la afirmarea cincinalului revoluției tehnico-științifice în care ne aflăm. Ceea ce caracterizează esențial cele 53 de comunicări prezentate pe două secții în cadrul acestei sesiuni este aplicabilitatea practică a tematicii abordate și care acoperă aproape integral aria problemelor cu care este confruntată în activitatea sa atît IRE Suceava (și toate întreprinderile de rețele electrice din țară) cît și consumatorii de energie electrică racordați la sistemul electroenergetic zonal (și național).

Astfel, pe tematici, comunicările prezentate în lista anexată se grupează după cum urmează:

— economisirea și utilizarea rațională a energiei electrice (comunicările 1, 10, 13, 14, 22, 23, 24, 29, 30 și 44);

— siguranța în continuitatea alimentării cu energie electrică a consumatorilor (comunicările 2, 3, 5, 17, 27, 34, 35, 36 și 37);

— îmbunătățirea exploatării instalațiilor electroenergetice (comunicările 8, 9, 19, 21 și 32);

— reducerea consumurilor de metal, ciment etc. și creșterea eficienței investițiilor în rețelele electrice (comunicările 20, 26, 40, 41, 42 și 48);

— dezvoltarea și sistematizarea rețelelor electrice (comunicările 11, 46 și 47);

— îmbunătățirea activității pe linie de protecția muncii în instalații și a instruirii personalului operativ de exploatare (comunicările 31, 43 și 45);

— comportarea în exploatare a materialelor și echipamentelor electroenergetice din instalații (comunicările 4, 6, 7, 15, 16, 28, 33, 38 și 39);

— promovarea tehnicii noi de calcul în activitatea de proiectare, execuție, întreținere și exploatare a instalațiilor electroenergetice (comunicările 12, 18, 25, 49, 50, 51 și 52);

— activitatea de autodotare (comunicarea 53).

Prezentarea comunicărilor și discuția acestora au avut loc în cadrul unui climat propice abordărilor creatoare a problemelor, din discuții rezultînd importante concluzii cu aplicabilitate directă în activitatea practică de producție. Reușita acestei sesiuni a dovedit încă o dată cît de necesare sînt astfel de manifestări, precum și faptul că ele sînt posibil a fi organizate eficient chiar și la întreprinderi unde ponderea preocupărilor o constituie totuși activitatea productivă, și nu cercetarea.

Ing. **Romulus Sfichi**,
președintele Comisiei de ingineri
și tehnicieni din IRE Suceava

Lista referatelor prezentate la cea de-a 2-a sesiune de comunicări tehnico-științifice a IRE Suceava

1. P. Dimo și Radu Ion (ICEMENERG): Utilizarea modelelor REI pentru evaluarea pierderilor de putere activă în sistemele electroenergetice complexe.
2. V. I. Nitu, H. Albert, M. Stein, S. Diaconu și A. Vilcereanu (ISPE): Metode de calcul al indicatorilor de siguranță utilizați în energetică.
3. A. Țugulea și Al. Timotin (Inst. politehnic București): Problemele transmisiei supratensiunii atmosferice între înfășurările transformatoarelor.
4. G. Drăgan și D. Cristescu (Inst. politehnic București): Deformarea undelor de supratensiune sub influența descărcării corona și problemele privind protecția stațiilor electrice.
5. Al. Fransua și R. Măgureanu (Inst. politehnic București): Calculul bobinelor de inducție utilizate în instalațiile de forță cu tiristoare.
6. A. Ifrim, C. Golovanov, P. Notingher și G. Andronescu (Inst. politehnic București): Descărcări electrice arborescente la cablurile de înaltă tensiune.
7. C. Golovanov, A. Ifrim, G. Andronescu (Inst. politehnic București), N. Popescu și D. Florescu (I.F.A.): Aspecte referitoare la producerea accelerată în laborator a arborescențelor electrice.
8. N. Gavrilaș, M. Gușă, R. Olah și M. Dudici Ruscior (Inst. politehnic Iași): Asupra posibilităților de acordare la rezonanță a bobinelor de stingere în rețelele electrice de medie tensiune.
9. I. Bejan, I. Țițaru, C. Pal și D. Asandei (Inst. politehnic Iași): Aspecte noi privind folosirea principiului comportării defazajelor în protecțiile de distanță.
10. M. Bogan, M. Ciobanu și E. Radu (ISPE): Optimizarea funcționării debuclate a rețelelor buclate de 110 kV și mai mult, pe considerente de minim de pierderi în rețele și siguranță în funcționare.
11. L. Groza și G. Manolescu (ISPE): Metode, criterii și rezultate obținute în studiile de dezvoltare a sistemului energetic național.

12. S. Ionescu (DEN) și B. Ungureanu (ISPE): Utilizarea calculatoarelor în activitatea de conducere a sistemului energetic de către DEN.
13. H. Albert și A. Mihăilescu (ISPE): Aspecte teoretice și practice ale reducerii pierderilor în rețelele electrice.
14. M. Voicu (Inst. politehnic Iași): Compensarea autooptimală a regimului deformant.
15. L. Preda, E. Voinea, J. Ignat și E. Bîrlădeanu (Inst. politehnic Iași): Analiza instalațiilor de protecție și AAR din serviciile interne ale UET Iași.
16. E. Hnatiuc (Inst. politehnic Iași): Contribuții la studiul regimului dinamic al electromagneților de curent continuu.
17. M. Diaconescu și Gh. Savitescu (Inst. politehnic Iași): Considerații privind menținerea în funcțiune a motoarelor sincrone la goluri și variații ale tensiunii de alimentare.
18. M. Pomîrleanu, M. Sîrbu și M. Botgros (ICEMENERG): Metodă și program pentru obținerea unor modele echivalente pentru sistemele interconectate.
19. M. Pomîrleanu și L. Bejuscu (ICEMENERG): Metodă pentru determinarea prin măsurători directe a parametrilor lineici ai liniilor electrice de înaltă tensiune.
20. E. Neagu, C. Udrescu și M. L. Rădulescu (IDE București): Dispoziții și soluții constructive noi pentru stații de transformare 110/MT tip interior și mixt.
21. S. Coatu (Inst. politehnic București) și I. Mărgineanu (Inst. politehnic Brașov): Îmbunătățirea performanțelor de măsură a tensiunilor de impuls înalte.
22. P. Cristea (Inst. politehnic București): Baterii de mare capacitate pentru stocajul energiei electrice.
23. R. Măgureanu (Inst. politehnic București) și V. Creța Întrepr. de mașini electrice București): Seria nouă de generatoare sincrone IMEB cu puteri pînă la 250 kVA, fără contacte, cu excitatoare de curent alternativ și sistem electronic de reglare a tensiunii.
24. R. Sfichi (IRE Suceava): Considerații în legătură cu utilizarea calculului matricial privind analiza compensării sarcinilor reactive în rețelele electrice complexe de 110—220 kV.
25. A. Stănculescu (IRE Craiova): Studiu statistico-matematic asupra consumului urban de energie electrică.
26. I. Prelipcean (IRE Suceava): Studiul unei scheme de stație trafo prin prisma criteriului de siguranță în vederea reducerii numărului de întrerupătoare.
27. Gh. Condurache (Inst. politehnic Iași) și M. Caba (IRE Iași): Metodă de stabilire a daunelor către consumatorii casnici folosind criterii moderne de calcul.
28. I. Prelipcean (IRE Suceava): Considerații privind solicitarea la cuplaj rezistiv a cablurilor fir pilot aferente stațiilor de racord adînc.
29. Al. Poiată, N. Poiată, D. Ivas, M. Ilinca și Gh. Georgescu (Inst. politehnic Iași): Contribuții la calculul rețelelor electrice în cabluri pe bază de densitate economică de curent.
30. L. Preda, E. Voinea, E. Bîrlădeanu și J. Ignat (Inst. politehnic Iași): Considerații privind regimul optim al principalelor agregate din serviciile interne ale UET Iași.
31. E. Voinea, L. Preda, E. Bîrlădeanu și J. Ignat (Inst. politehnic Iași): Tester automat pentru verificarea aptitudinilor personalului operativ.
32. A. Baraboi (Inst. politehnic Iași): Îmbunătățirea nivelelor tensiunii de alimentare a consumatorilor rurali cu ajutorul transformatoarelor survoltoare autoreglabile.
33. N. Gavrilaș, R. Olah, M. Gușă și M. Dudici Ruscior (Inst. politehnic Iași): Cu privire la utilizarea platformei de încercări de înaltă tensiune de la IRE Iași.
34. N. Șorea (IRE Suceava): Considerații asupra fenomenului de salt al conductoarelor LEA din punct de vedere dinamic.
35. N. Irimiciuc, I. Ibănescu (Inst. politehnic Iași) și N. Șorea (IRE Suceava): Considerații asupra determinării vibrațiilor proprii ale conductoarelor LEA.
36. N. Irimiciuc, I. Ibănescu (Inst. politehnic Iași) și N. Șorea (IRE Suceava): Contribuții la determinarea vibrațiilor forțate ale conductoarelor LEA.
37. G. Gheorghiță și E. Băicoianu (ISPE): Galoparea conductoarelor LEA — metodologie de calcul și interpretarea grafică cu mașina de desenare automată.
38. G. Florea (ISPE), M. Irimia, și M. Dobre (Inst. politehnic București): Determinarea cîmpului electrostatic în vecinătatea LEA cu mai multe circuite.
39. G. Florea (ISPE), M. Dobre și M. Irimia (Inst. politehnic București): Determinarea cîmpului magnetic în vecinătatea LEA cu mai multe circuite.
40. I. Savanciuc (ISPE): Domenii de utilizare pentru stîlpii metalici din LEA.
41. D. Günter (ISPE): Considerații privind realizarea prizelor de legare la pămînt a stîlpilor LEA în vederea economisirii de metal.
42. V. Hagiu și F. Tudose (SCP — CIEET): Rețele electrice de j. t. cu conductoare torsadate.
43. M. Diaconescu (SCP — CIEET): Contribuții aduse de SCP — CIEET la îmbunătățirea echipamentelor de lucru și de protecție din dotarea electricienilor de construcții-montaj și exploatare-întreținere.
44. V. L. Cefranov (IRE Suceava): Criterii și tehnici de normare a CPT în instalațiile de transport și distribuție a energiei electrice.
45. N. Deac și J. Bebeșel (IRE Cluj-Napoca): Metodă și dispozitiv pentru protecția muncii la LEA de j.t. prin legare la nul.
46. V. Pop (IRE Timișoara) și D. Cristea (SCP—CIEET): Studiu de caz privind arhitectura rețelei electrice urbane în municipiul Arad.
47. G. Ioniță (IDE București): Preocupări actuale în IDEB privind modernizarea rețelelor electrice de distribuție.
48. A. Stănculescu (IRE Craiova): Manșoane de legătură și derivații și procedee moderne de manșonare.
49. N. Chirculescu (ISPE): Metodologii și programe de evaluare și localizare a pierderilor din rețelele electrice IRE.
50. Gh. Bauer (CTCE Suceava), M. Daniliuc, O. Mustață și D. Parascan (IRE Suceava): Nou sistem de programare, lansare și urmărire a lucrărilor de revizie, exploatare și reparații a instalațiilor de transport și distribuție a energiei electrice.
51. V. Țăranu (IRE Iași), M. Ilinca (Inst. politehnic Iași) și I. Angelescu (IRE Iași): Protecția rețelelor electrice de joasă tensiune. Program ALSIG.
52. J. Drăgoi, L. Mocanu și P. Bucur (IDE București): Determinarea regimului optim de funcționare a rețelei electrice de medie tensiune, cu ajutorul programului de calcul CONECT 1 și 2.
53. N. Murariu (IRE Suceava): Cîteva realizări ale activității de mică cercetare și prototipuri din cadrul IRE Suceava.

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.S. România. Redacția: București, Str. Doamnei 14—16 Sectorul 4. Telefon: 16 65 60. Instituțiile pot achita abonamente pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Prețul unui exemplar: 5 lei. Taxele poștale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. I. c. 1558

41 401

Academia Republicii Socialiste România publică revista
„Revue Roumaine des Sciences Techniques
Série Electrotechnique et Energétique"

Revista tratează probleme de economie energetică, electrotehnică inclusiv electronică, termoenergetică, termotehnică, sisteme automate în energetică și alte probleme care interesează pe specialiștii energeticieni, electricieni și electroniști, oglindind activitatea de cercetare și experiența electrotehnică și energetică avansată din țara noastră.

Articolele, comunicările, notele și recenziile publicate sînt la nivelul tehnicii moderne și constituie contribuții originale la dezvoltarea electrotehnicii și energeticii contemporane. Articolele apar în limbile de circulație internațională: engleză, franceză și germană.

Prin conținutul ei științific, publicația oferă specialiștilor din țară și străinătate informări valoroase și rapide asupra cercetărilor din domenii interesînd deopotrivă pe oamenii de știință, cadrele didactice, personalul tehnic cu pregătire superioară și pe specialiștii care lucrează în cercetare sau în producție.

Redactor responsabil: acad. prof. Remus Răduleț
Număr de apariții anual: 4
Abonamentul anual: 100 lei
Redacția: București, Șos. Vitan 236
Editura Academiei R. S. România, Cal. Victoriei 125
Abonamentele se fac prin oficiile poștale, factori poștali.

REVUE ROUMAINE DES SCIENCES TECHNIQUES
SERIE ELECTROTECHNIQUE ET ENERGETIQUE

Tom 22, Nr. 1/1977

SUMAR

ELECTROTEHNICĂ ȘI ELECTROENERGETICĂ

I. S. Antoniu, Mihaela Gafencu — **Expresia puterilor într-un sistem trifazat dezechilibrat și deformant în funcție de componentele simetrice (în l. franceză)**

Hermina Albert, Magdalena Bogan, Edith Radu — **Metodă și program pentru determinarea configurației optime a rețelelor cu structură în buclă și funcționare radială (în l. engleză)**

V. I. Nitu, C. Ionescu — **Contribuții la estimarea indicatorului de fiabilitate a blocurilor energetice pe baza datelor statistice de exploatare (în l. franceză)**

M. Iordache, Vl. Socaciu — **O generalizare a metodei ecuațiilor cu variații în analiza regimului tranzitoriu al circuitelor electrice liniare și neliniare (în l. engleză)**

Fl. Stănciulescu — **Abordarea sistemică a teoriei circuitelor electrice neliniare (în l. engleză)**

M. Vasiliu — **Aspecte energetice ale difuziei unei serii de impulsuri magnetice dreptunghiulare în conductori cu întindere mare (în l. engleză)**

A. Moraru — **Îmbunătățirea aproximației numerice a cîmpurilor poissoniene în vecinătatea punctelor singulare (în l. engleză)**

Carmen Golovanov — **Asupra expresiei cuplurilor activ și de frînare ale contorului monofazat de inducție în regim sinusoidal de frecvență f = 50 Hz (în l. engleză)**

SISTEME DE REGLARE AUTOMATĂ ÎN ENERGETICĂ

L. Lupaș, C. Popeea — **Rezolvarea ecuațiilor matriciale diferențiale prin metoda matricei-semn (în l. engleză)**

V. Drăgan, A. Halanay — **Stabilizarea optimală a sistemelor cu constante de timp mici (în l. engleză)**

G. Cartianu, I. Marghescu — **Sistem de recepție a semnalelor AM și MF cu suprimarea efectului perturbațiilor din banda laterală (în l. engleză)**

D. Cautiș, C. Popeea — **Regulatoare optimale descentralizate pentru reglarea frecvență-putere (în l. engleză)**

TERMOENERGETICĂ ȘI TERMOTEHNICĂ

I. Cserveny — **Contribuții la calculul termic al preîncălzitoarelor regenerative de aer cu pat mobil de bile (în l. engleză)**

C. A. Vasilescu, I. Ianovici, M. Șoiman — **Cercetări privind realizarea unei combustii normale de hidrogen în motoarele cu aprindere prin scînteie, prin diminuarea temperaturii gazelor arse reziduale (în l. franceză)**

C. Coroiu — **Corelația dintre viteza de degajare a materiilor volatile și viteza de încălzire a particulelor de combustibil în timpul arderii (în l. engleză)**

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.311.2 : 519.2

Сетяну, И. и *Попа, Р.:* **Гидроэнергетическая оптимизация в стохастическом режиме для систем гидроэнергетических станций, расположенных в форме каскад**

Прэдставлена одна математическая модель по оптимизации гидроэнергетической эксплуатации на короткий срок одной системы ГЭС в каскадообразной форме в стохастических условиях, учитывая минимальный расход как случайные величины. Указываются главные критерии оптимизации, вероятностные ограничения и детерминистические связи этого. Подробно описывается алгорифм оптимизации; вычислительная программа на языке Фортран тестирована конкретным образом, сравниваясь с детерминистическим вариантом.

Energetica 25 (1977), № 1, стр. 1–7

ДК 624.014

Мазилу, Е.: **Проектирование механических конструкций, необходимых в условиях ползучести на основе концепции безопасности**

В работе представлены основные элементы надежного проектирования и определена длительная прочность стали с точки зрения теории надежности. Дается пример оценки надежности труб из теплоустойчивой углеродистой стали с использованием вышеуказаных критерий.

Energetica 25 (1977), № 1, стр. 8–18

ДК 621.1 : 658.28

Атанасович, В.: **Суточное колебание потребления тепла для отопления и его влияние на процесс регулировки**

Energetica 25 (1977), № 1, стр. 18–22

ДК 621.362/363

Селиски, А.: **Влияние помех из электроэнергетической системы на моторы внутреннего обслуживания тепло-электростанций больших мощностей**

Energetica 25 (1977), № 1, стр. 23–29

ДК 621.311.1 : 621.57.04

Крыцинэ, Г., Джорджеску, Г. и *Гушэ, М.:* **Математическая модель симулирования для экономического распределения конденсаторов в радиальной сети**

Представлен метод и один алгорифм нахождения оптимального решения путем последовательного приближения, установленного на основе вычисления экономической эффективности, производной шаг за шагом.

Energetica 25 (1977), № 1, стр. 29–32

ДК 621.36 : 662.613.5

Нику, Вл.: **Влияние рециркуляции дымовых газов на специфическое потребление тепла одного энергоблока**

Energetica 25 (1977), № 1, стр. 32–34

ДК 681.14

Попеску, В. и *Дрэгич, Г.:* **Аппарат для перевода данных**

Описывается аппарат для регистрации некоторых физических величин в числовой форме.

Energetica 25 (1977), № 1, стр. 34–37

ДК 621.1/.2 : 536.24

Стайку, К. И.: **Против коэффициента α конвективного теплообмена**

Energetica 25 (1977), № 1, стр. 37–39

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.311.2 : 519.2

Seteanu, I. und *Popa, R.*: **Betriebsoptimierung von Kaskaden-Wasserkraftwerksketten bei stochastischer Fahrweise**

Es wird ein mathematisches Modell zur kurzfristigen Betriebsoptimierung eines Systems von Kaskaden-Wasserkraftwerken bei stochastischer Fahrweise vorgeführt, indem die minimalen Wasserdurchflusswerte als aleatorische Grössen betrachtet werden. Es werden ferner die allgemeinen Optimierungskriterien sowie die Gesamtheit probabilistischer Einschränkungen und entsprechender deterministischer Aequivalente derselben angegeben. Dann wird eine detaillierte Beschreibung des zur Optimierung verwendeten Algorithmus vorgenommen. Das in der FORTRAN–IV–Sprache aufgestellte Rechenprogramm wird in einem konkreten Anwendungsfall getestet und mit der deterministischen Variante verglichen.

Energetica 25 (1977), H. 1, S. 1–7

DK 624.014

Mazilu, E.: **Die Entwicklung von mechanischen Bauten mit Langzeitbeanspruchung auf Grund des Sicherheitskonzeptes**

Der Beitrag enthält die Methode zur Bewertung der Zeitstandfestigkeit und die Rechenweise der Lebensdauer vom Gesichtspunkt der Sicherheitstheorie. Die Ergebnisse wurden bei der „a priori" — Bewertung der Lebensdauer von Rohren aus wärmebeständigen Stählen angewendet.

Energetica 25 (1977), H. 1, S. 8–18

DK 621.1 : 658.28

Athanasovici, V.: **Tägliche Schwankung des Verbrauchs der zu Heizzwecken verwendeten Wärme und ihre Einwirkung auf den Regelprozess**

Energetica 25 (1977), H. 1, S. 18–22

DK 621.362/.363

Selischi, Al.: **Einfluss der im Energieversorgungssystem auftretenden Störungen auf die Eigenbedarf-Motoren der Grossleistungs-Wärmekraftwerke**

Energetica 25 (1977), H. 1, S. 23–29

DK 621.311.1 : 621.57.04

Cirţină, Gh., Georgescu, Gh. und *Guşă, M.*: **Mathematisches Modell zur Nachbildung einer wirtschaftlichen Verteilung der Kondensatoren in einem Radialnetz**

Die Autoren zeigen ein Verfahren und einen Algorithmus zum Auffinden einer optimalen Lösung durch sukzessive Annäherung auf Grund einer schrittweisen ökonomischen Wirksamkeitsberechnung.

Energetica 25 (1977), H. 1, S. 29–32

DK 621.36 : 662.613.5

Nicu, Vl.: **Einfluss der Umwälzung von Verbrennungsgasen auf den spezifischen Wärmeverbrauch in einem Energieerzeugungsblock**

Energetica 25 (1977), H. 1, S. 32–34

DK 681.14

Popescu, V. und *Drăghici, Gh.*: **Gerät zur Datenübertragung**

Im Beitrag wird ein Gerät zur digitalen Registrierung physischer Grössen beschrieben.

Energetica 25 (1977), H. 1, S. 34–37

DK 621.1/.2 : 536.24

Staicu, C.I.: **Gegen den konvektiven α-Wärmeaustauschkoeffizienten**

Energetica 25 (1977), H. 1, S. 37–39

SOMMAIRE

CD 621.311.2 : 519.2

Seteanu, I. et *Popa, R.* : **L'optimisation hydroénergétique en régime stochastique pour les systèmes de centrales hydroélectriques en cascade**

On présente un modèle mathématique pour l'optimisation de l'exploitation hydroénergétique à court terme d'un système de centrales hydroélectriques en cascade, dans des conditions stochastiques, en considérant les débits de servitude comme grandeurs aléatoires. On indique les critères généraux d'optimisation, l'ensemble des restrictions probabilistes et leurs correspondantes déterministes. On décrit en détail l'algorithme d'optimisation ; le programme de calcul en langage FORTRAN IV est testé dans une situation concrète, étant comparé avec la variante déterministe.

Energetica 25 (1977), no. 1, p. 1–7

CD 624.014

Mazilu, E. : **Calculs des constructions mécaniques sollicitées dans des conditions de fluage, selon le concept de fiabilité**

L'article présente la méthode de l'évaluation de la résistance de fluage de l'acier et le mode de calcul de la durée de vie du point de vue de la théorie de fiabilité. Les résultats sont appliqués à l'évaluation ,,a priori'' de la fiabilité des tuyaux d'aciers thermorésistants.

Energetica 25 (1977), no. 1, p. 8–18

CD 621.1 : 658.28

Athanasovici, V. : **La variation diurne du nécessaire de chaleur pour le chauffage et les implications de son réglage**

Energetica 25 (1977), no. 1, p. 18–22

CD 621.362/.363

Selischi, Al. : **Influence des perturbations du système électroénergétique sur les moteurs des services internes des centrales thermiques de grande puissance**

Energetica 25 (1977), no. 1, p. 23–29

CD 621.311.1 ; 621.57.04

Cîrţînă, Gh., Georgescu, Gh. et *Guşă. M.* : **Modèle mathématique de simulation pour la répartition économique des condenseurs d'un réseau radial**

Les auteurs présentent une méthode et un algorithme pour trouver la solution optimale par des rapprochements succesifs établis à base d'un calcul d'efficience économique pas à pas.

Energetica 25 (1977), no. 1, p. 29–32

CD 621.36 : 662.613.5

Nicu, Vl. : **Influence de la récirculation des gaz de combustion sur la consommation spécifique de chaleur d'une tranche énergétique**

Energetica 25 (1977), no. 1, p. 32–34

CD 681.14

Popescu, V. et *Drăghici, Gh.* : **Appareil pour le transfert des données**

On décrit un appareil pour l'enregistrement sous forme numérique de certaines grandeurs physiques.

Energetica 25 (1977), no. 1, p. 34–37

CD 621.1/.2 : 536.24

Staicu, C.I. : **Contre le coefficient d'échange de chaleur par convexion α**

Energetica 25 (1977), no. 1, p. 37–39

CONTENTS

DC 621.311.2 : 519.2

Seteanu, I. and *Popa, R.* : **Hydroenergetic optimization in stochastic state for hydroelectric plants cascade systems**

A mathematical model for short term operation optimization of a hydroelectric plants cascade system, under stochastic conditions, considering the minimum obligatory flows as random values is presented. The general optimization criteria, the total probabilistic restrictions as well as their deterministic correspondents are indicated. The optimization algorithm is described in detail ; the calculation programme in FORTRAN IV is tested for a concrete case, compar ed with the deterministic variant.

Energetica 25 (1977), nr. 1, p. 1–7

DC 624.014

Mazilu, E. : **The design on the basis of the reliability notion of the mechanical constructions operating in creep conditions**

This paper presents the method of estimation of the creep resistance of steel pipes and of the design safe life in compliance with reliability theory. The results are used for an ,,a priori'' estimation of the reliability of the thermoresistant carbon steel pipes.

Energetica 25 (1977), nr. 1, p. 8–18

DC 621.1 : 658.28

Athanasovici, V. : **Daily variation of heat consumption for space heating and implications concerning its control**

Energetica 25 (1977), nr. 1, p. 18–22

DC 621.362/.363

Selischi, Al. : **Influence of electric power systems disturbances upon the high power thermal plants internal services motors**

Energetica 25 (1977), nr. 1, p. 23–29

621.311.1 : 621.57.04

Cîrţînă, Gh., Georgescu, Gh. and *Guşă, M.* : **Mathematical simulation model for the economic repartition of condensers in a radial network**

A method and an algorithm for finding the optimal solution by succesive approaches established on the basis of a step by step economic efficiency calculation is presented.

Energetica 25 (1977), nr. 1, p. 29–32

DC 621.36 : 662.613.5

Nicu, Vl. : **Influence of burning gas circulation upon the specific heat consumption of a power unit**

Energetica 25 (1977), nr. 1, p. 32–34

DC 681.14

Popescu, V. and *Drăghici, Gh.* : **Data transfer apparatus**

An apparatus for the digital registration o fsome physical values is described.

Energetica 25 (1977), nr. 1, p. 34–37

DC 621.1/.2 ; 536.24

Staicu, C.I. : **Against the convection heat transfer coefficient α**

Energetica 25 (1977), nr. 1, p. 37–39

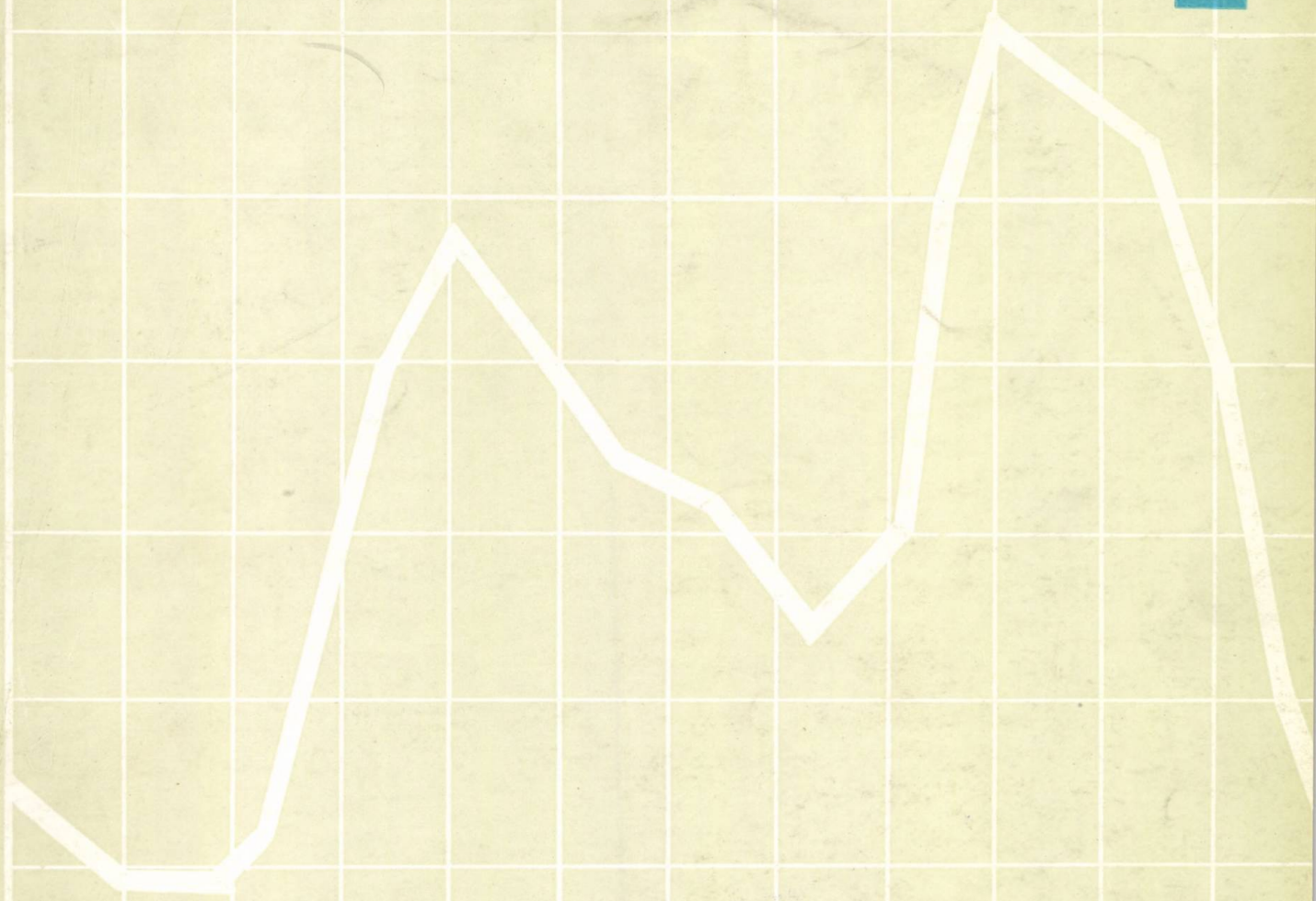
1927 JUL 2

E 2039

MW

REFERÁLVA

2



energetica

VOLUMUL XXV
BUCUREȘTI FEBRUARIE 1977

0 6 12 18

MŰSZAKI KÖNYVTÁR
1883

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE
ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR
DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 25 Nr. 2 februarie

Cuprinsul

		Pag.
V. Dadu și *N. Bedros*	**Determinarea cotei de instalare, în raport cu nivelul aval, a turbinelor de joasă cădere**	45—48
N. Kertész	**Determinarea parametrilor aburului umed din turbinele cu abur clasice la probele termotehnice de performanță**	48—51
I. Bolma, G. Chercea și *C. Schuman*	**Utilizarea calculatoarelor electronice pentu efectuarea calculului termic al cazanelor de abur**	51—57
L. Mihăescu și *T. Mihăescu*	**Contribuții la studiul dinamicii morilor cu ciocane**	58—63
I. Chenzbraun	**Metodologie și program de calcul al variației frecvenței sistemului energetic în cazul unor avarii cu deficit de putere**	64—68
Veo. C. Raicu	**Filtre de armonici pentru tracțiunea electrică. Particularități ale instalațiilor de protecție prin relee și automatizare**	68—75
Vl. Nicu	**Consumul de căldură de mers în gol al turbinelor cu termoficare**	76—79
RECENZII		

**Revista apare sub îndrumarea
Consiliului științific
al Institutului central de cercetări energetice**

Academia Republicii Socialiste România publică revista „Revue Roumaine des Sciences Techniques: Série Electrotechnique et Energétique"

Revista tratează probleme de economie energetică, electrotehnică inclusiv electronică, termoenergetică, termotehnică, sisteme automate în energetică și alte probleme care interesează pe specialiștii energeticieni, electricieni și electroniști, oglindind activitatea de cercetare și experiența electrotehnică și energetică avansată din țara noastră.

Articolele, comunicările, notele și recenziile publicate sînt la nivelul tehnicii moderne și constituie contribuții originale la dezvoltarea electrotehnicii și energeticii contemporane. Articolele apar în limbile de circulație internațională: engleză, franceză și germană.

Prin conținutul ei științific, publicația oferă specialiștilor din țară și străinătate informări valoroase și rapide asupra cercetărilor din domenii interesînd deopotrivă pe oamenii de știință, cadrele didactice, personalul tehnic cu pregătire superioară și pe specialiștii care lucrează în cercetare sau în producție.

Redactor responsabil: acad. prof. Remus Răduleț
Număr de apariții anual: 4
Abonamentul anual: 100 lei
Redacția: București, Șos. Vitan 236
Editura Academiei R. S. România, Cal. Victoriei 125
Abonamentele se fac prin oficiile poștale, factori poștali.

REVUE ROUMAINE DES SCIENCES TECHNIQUES
SERIE ELECTROTECHNIQUE ET ENERGETIQUE

Tom 22, Nr. 1/1977

SUMAR

ELECTROTEHNICĂ ȘI ELECTROENERGETICĂ

I. S. Antoniu, Mihaela Gafencu	**Expresia puterilor într-un sistem trifazat dezechilibrat și deformant în funcție de componentele simetrice (în l. franceză)**
Hermina Albert, Magdalena Bogan, Edith Radu	**Metodă și program pentru determinarea configurației optime a rețelelor cu structură în buclă și funcționare radială (în l. engleză)**
V. I. Nitu, C. Ionescu	**Contribuții la estimarea indicatorului de fiabilitate a blocurilor energetice pe baza datelor statistice de exploatare (în l. franceză)**
M. Iordache, Vl. Socaciu	**O generalizare a metodei ecuațiilor cu variații în analiza regimului tranzitoriu al circuitelor electrice liniare și neliniare (în l. engleză)**
Fl. Stănciulescu	**Abordarea sistemică a teoriei circuitelor electrice neliniare (în l. engleză)**
M. Vasiliu	**Aspecte energetice ale difuziei unei serii de impulsuri magnetice dreptunghiulare în conductori cu întindere mare (în l. engleză)**
A. Moraru	**Îmbunătățirea aproximației numerice a cîmpurilor poissoniene în vecinătatea punctelor singulare (în l. engleză)**
Carmen Golovanov	**Asupra expresiei cuplurilor activ și de frînare ale contorului monofazat de inducție în regim sinusoidal de frecvență f = 50 Hz (în l. engleză)**

SISTEME DE REGLARE AUTOMATĂ ÎN ENERGETICĂ

L. Lupaș, C. Popeea	**Rezolvarea ecuațiilor matriciale diferențiale prin metoda matricei-semn (în l. engleză)**
V. Drăgan, A. Halanay	**Stabilizarea optimală a sistemelor cu constante de timp mici (în l. engleză)**
G. Cartianu, I. Marghescu	**Sistem de recepție a semnalelor AM și MF cu suprimarea efectului perturbațiilor din banda laterală (în l. engleză)**
D. Cautiș, C. Popeea	**Regulatoare optimale descentralizate pentru reglarea frecvență-putere (în l. engleză)**

TERMOENERGETICĂ ȘI TERMOTEHNICĂ

I. Cserveny	**Contribuții la calculul termic al preîncălzitoarelor regenerative de aer cu pat mobil de bile (în l. engleză)**
C. A. Vasilescu, I. Ianovici, M. Șoiman	**Cercetări privind realizarea unei combustii normale de hidrogen în motoarele cu aprindere prin scînteie, prin diminuarea temperaturii gazelor arse reziduale (în l. franceză)**
C. Coroiu	**Corelația dintre viteza de degajare a materiilor volatile și viteza de încălzire a particulelor de combustibil în timpul arderii (în l. engleză)**

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.165 : 621.311.2 : 621.3.026

Дадy, В. и *Бедрос, Н.*: **Определение уровнк установления низконапорных турбин в зависимости от уровня воды вниз по течению**

Представлены особенности определения уровня установления низконапорных турбин в зависимости от уровня воды вниз по течению с целью избежания работы в кавитационном режиме. Реализованная система абак и номограми позволяет быстрое и удобное определение области работы турбины в данном расположении, уровень установления турбин, а также проведение оптимизации, необходимой для гидроэнергетических устройств.

Energetica 25 (1977), № 2, стр. 45–48

ДК 621.165

Кертес, Н.: **Определение параметров влажного пара на турбинах, имеющих обыкновенный пар при теплотехнических испытаниях качественных показателей**

Аналитический метод определения параметров пара, выделенного из турбин с конденсацией, которые могут участвовать в увеличении точности расчета удельного потребления тепла турбоагрегата при испытаниях качественных показателей.

Energetica 25 (1977), № 2, стр. 48–51

ДК 621.187 : 681.14

Болма, И., Керчя, Г. и *Шуман, К.*: **Использование электронных вычислительных машин для проведения теплового расчета паровых котлов**

Представлены математические модели и главные характеристики расчетных программ для проведения теплового расчета паровых котлов.

Energetica 25 (1977), № 2, стр 51–57.

ДК 621.77

Михэеску, Л. и *Михэеску, Т.*: **Вклад в изучение динамики молотковых мельниц**

Ввиду того, что классические методы расчета не удовлетворяют работу в динамических режимах, испробовали определить передаточную функцию мельниц, которые впоследствии могут служить для изучения динамики молотковых мельниц.

Energetica 25 (1977), № 2, стр. 58–63

ДК 621.3.017

Кензбраун, И.: **Методология и программа расчета изменения частоты энергетической системы в случае аварии с дефицитом мощности**

Упрощенная методология расчета, которая позволяет путем использования цифровой вычислительной машины, удобное и быстрое проведение большого обьема расчетов, необходимых для определения развития частоты в большом количестве вариантов (соответствующих различным возможным авариям).

Energetica 25 (1977), № 2, стр. 64–68

ДК 621.311 : 621.316.925 : 62–52

Райку, К. В.: **Фильтр гармонии для электротяги. Особенности установок релейной защиты и автоматизации**

Статья прорабатывает вопросы, поднятые ввиду релейной защиты фильтров высших гармоник, которые монтируются в установки 25 кВ, снабжающие электрофицированную железную дорогу с целью сокращения помех, которые производит этот потребитель в электрической сети.

Energetica 25 (1977), № 2, стр. 68–75

ДК 621.165 : 621.438

Нику, Вл.: **Потребление теплофикационных турбин, работающих на холостом ходу**

Автор определяет аналитическим путем изменения потребления теплофикационных турбин, работающих на холостом ходу. К статье прилагается пример расчета.

Energetica 25 (1977), № 2, стр. 76–79

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.165 : 621.311.2 : 621.3.026

Dadu, V. und *Bedros, N.*: **Bestimmung der Aufstellungshöhe von Niederdruck-Wasserturbinen in Abhängigkeit vom talseitigen Wasserspiegel**

Es werden die Besonderheiten der Bestimmung der Aufstellungshöhe von Niederdruck-Wasserturbinen in Abhängigkeit vom talseitigen Wasserspiegel zwecks Vermeidung des Fahrbetriebs unter Kavitationsbedingungen erörtert. Das zu diesem Zweck entwickelte System von Fluchtliniendiagrammen — und Tafeln ermöglicht eine schnelle Berechnung des Arbeistsbereichs einer Wasserturbine an einem bestimmten Aufstellungsort, der Aufstellungshöhe derselben sowie die Durchführung verschiedenen Optimierungsarbeiten an den Wasserkrafteinrichtungen.

Energetica 25 (1977), H. 2, S. 45–48

DK 621.165

Kerlész, N.: **Bestimmung des Nassdampfparameter herkömlicher Dampfturbinen bei der Durchführung von wärmetechnischen Leistungsversuche**

Es handelt sich dabei um ein analytisches Verfahren zur Bestimmung der Abdampfparameter bei den Kondensationsturbinen, welches zur Erhöhung der Genauigkeit bei der Berechnung des spezifischen Wärmeverbrauchs des Turbinensatzes bei der Durchführung der Leistungsversuche beitragen könnte.

Energetica 25 (1977), H. 2, S. 48–51

DK 621.187 : 681.14

Bolma, I., Chercea, G. und *Schuman, C.*: **Einsatz von Elektronenrechnern zur wärmetechnischen Berechnung der Dampfkesselanlagen**

Es werden die mathematischen Modelle und die wichtigsten Kennzeichen der Programme zur wärmetechnischen Berechnung der Dampfkesselanlagen behandelt.

Energetica 25 (1977), H. 2, S. 51–57

DK 621.77

Mihăescu, L. und *Mihăescu, T.*: **Beiträge zur Untersuchung der Dynamik von Hammermühlen**

Da die herkömmlichen Berechnungsverfahren einer dynamischen Fahrweise nicht genügen, suchte man nach der Bestimmung der Übergangsfunktion der Mühlen, welche dann bei der Untersuchung der Hammer-mühlendynamik eingesetzt werden könnte.

Energetica 25 (1977), H. 2, S. 58–63

DK 621.3.017

Chenzbraun, I.: **Methodolegie und Rechenprogramm zur Bestimmung der Frequenzänderung im Verbundnetzbetrieb bei Havarien mit Leistungsmangel**

Der Artikel behandelt eine vereinfachte Berechnungsmethodologie, die mit Hilfe eines Digitalrechners eine bequeme und schnelle Durchführung der umfangreichen Rechenarbeit zur Bestimmung des Frequenzganges bei der grossen Zahl der möglichen Havariefälle gestatten würde.

Energetica 25 (1977), H. 2, S. 65–68

DK 621.311 : 621.316.925 : 62–52

Raicu, C. V.: **Oberwellen-Tiefpass für den elecktrischen Fahrbetrieb. Besonderheiten der Relaisschutz-und Automatisierungsanlagen**

Der Beitrag behandelt Fragen, die durch die Schutzaufgabe der in den 25-kV-Eisenhbahn-Speiseanlagen eingesetzten Oberwellen-Tiefpassanordnungen zur Unterdrückung der durch den Fahrbetrieb im Versorgungsnetz entstehenden Störungen aufgeworfen werden.

Energetica 25 (1977), H. 2, S. 68–75

DK 621.165 : 621.438

Nicu, Vl.: **Der Leerlaufverbrauch von Heizdampfturbinen**

Der Autor zeigt auf analytischem Wege die Änderung des Leerlaufverbrauchs von Heizdampfturbinen mit anschliessender Anführung eines Rechenbeispiels.

Energetica 25 (1977), H. 2, S. 76–79

SOMMAIRE

CD 621.165 : 621.311.2 :621.3.026

Dadu, V. et *Bedros, N.* : **Détermination de la cote d'installation, par rapport au niveau aval, des turbines de basse chute**

L'article présente les particularités de détermination de la cote d'installation, par rapport au niveau aval, des turbines de basse chute, dans le but d'éviter le fonctionnement en régime cavitationnel. Le système d'abaques et nomogrammes réalisé permet de déterminer rapidement et commodément le domaine de fonctionnement d'une turbine dans un emplacement donné, de la cote d'installation de celle-ci, ainsi que d'effectuer des optimisations nécessaires aux aménagements hydro-énergétiques.

Energetica 25 (1977), no. 2, p. 45–48

CD 621.165

Kertész, N. : **Détermination des paramètres de la vapeur humide des turbines à vapeur classiques aux essais termotechniques de performance**

Méthode analytique de détermination des paramètres de la vapeur échappée des turbines à condensation, qui peut contribuer à l'accroissement de la précision du calcul de la consommation spécifique de chaleur du turboagrégat aux essais de performance.

Energetica 25 (1977), no. 2, p. 48–51

CD 621.187.1 : 681.14

Bolma, I., Chercea, G. et *Schuman, C.* : **Utilisation des ordinateurs électroniques au calcul thermique des chaudières à vapeur**

On présente les modèles mathématiques et les principales caractéristiques des programmes de calcul pour le calcul thermique des chaudières à vapeur.

Energetica 25 (1977), no. 2, p. 51–57

CD 621.77

Mihăescu, L. et *Mihăescu, T.* : **Contributions à l'étude de la dynamique des moulins à marteaux**

Vu que les méthodes classiques de calcul ne satisfont pas le fonctionnement en régimes dynamiques, on a essayé de déterminer la fonction de transfert des moulins et qui pourront ultérieurement servir à l'étude de la dynamique des moulins à marteaux.

Energetica 25 (1977), no. 2, p. 58–63

CD 621.3.017

Chenzbraun, I. : **Méthodologie et programme de calcul de la variation de la fréquence du système énergétique dans le cas des défaillances du manque de puissance**

Méthodologie simplifiée de calcul, qui permet, à l'aide d'un ordinateur chiffrique, d'effectuer commodément et rapidement le grand volume de calculs nécessaires pour déterminer l'évolution de la fréquence dans maintes variantes (correspondant aux différentes défaillances possibles).

Energetica 25 (1977), no. 2, p. 64–68

CD 621.311 : 621.316.925 : 62–52

Raicu, C. V.: **Filtre d'harmoniques pour la traction électrique. Particularités des installations de protection par relais et automatisation**

L'article traite des problèmes soulevés par la protection par relais des filtres d'harmoniques supérieures qui sont montés dans l'installation 25 kV alimentant la ligne électrifiée dans le but de déterminer les perturbations que ce consommateur produit dans le réseau électrique.

Energetica 25 (1977), no. 2, p. 68–75

CD 621.165 : 621.438

Nicu, Vl.: **La consommation de la marche à vide des turbines de chauffage urbain**

L'auteur établit par voie analytique la variation de la consommation de la marche à vide aux turbines de chauffage urbain. L'exposition est suivie par un exemple de calcul.

Energetica 25 (1977), no. 2, p. 76–79

CONTENTS

DC 621.165 : 621.311.2 : 621.3.026

Dadu, V. and *Bedros, N.* : **Determination of low head turbine installation quota as compared to the downstream level**

The peculiarities met at the installation height choice as compared to the downstream level of low head turbines in order to avoid cavitational state operation are presented. The abacus and nomograms set up enables the quick and comfortable determination of the operation field of a turbine in a given settlement, its placing height, as well as the carrying out of some optimizations necessary at hydropower sites.

Energetica 25 (1977), nr. 2, p. 45–48

DC 621.165

Kertész, N. : **Determination of damp steam from classical steam engines at termotechnical performance tests**

Analytical method for the determination of damp steam parameters disposed off condensation turbines, which can contribute to the calculation precision increase of the specific heat consumption of the turboaggregate at performance tests.

Energetica 25 (1977), nr. 2, p. 48–51

DC 621.187.1 : 621.14

Bolma, I., Chercea, G. and *Schuman, C* : **Computer steam boilers thermal calculation**

The mathematical models as well as the main characteristics of the calculation programs for the thermal calculation of steam boilers are presented.

Energetica 25 (1977), nr. 2, p. 51–57

DC 621.77

Mihăescu, L. and *Mihăescu, T.* : **Contributions to the hammer mills dynamic study**

Since the classical calculation methods do not satisfy the operation in dynamic states it has been attempted to determine the transfer function of the mills which will later serve to study the hammer mills dynamics.

Energetica 25 (1977), nr. 2, p. 58–63

DC 621.3.017

Chenzbraun, I. : **Calculation methodology and programme of the power system frequency variation in the case of some damages with power loss**

Simplified calculation methodology which should enable, through the use of a digital computer, the comfortable and rapid carrying out of the high calculation volume necessar for the frequency evolution determination in a large variants number (corresponding to different possible damages).

Energetica 25 (1977), nr. 2, p. 64–68

DC 621.311 : 621.316.925 : 62–52

Raicu, C. V. : **Harmonics filter for electrical traction. Relay protection and automation installations pecularities**

The paper deals with the problems of relay protection of superior harmonics filters which are mounted in the 25 kV installation supplying the electrical railroad in order to reduce the disturbances this user produces in the electrical network.

Energetica 25 (1977), nr. 2, p. 68–75

DC 621.165 : 621.438

Nicu, Vl. : **The combined heat turbines idle gear**

The author establishes in an analytical way the idle gear consumption at combined heating turbines. The theory is followed by a calculation example.

Energetica 25 (1977), nr. 2, p. 76–79

Determinarea cotei de instalare, în raport cu nivelul aval, a turbinelor de joasă cădere

Ing. V. Dadu
și ing. N. Bedros*)

Perspectivele de dezvoltare a hidroenergeticii în țara noastră prevăd utilizarea unei părți apreciabile din potențialul hidroenergetic tehnic amenajabil în centrale echipate cu turbine de joasă cădere. Astfel, din totalul de 36 miliarde kWh/an, circa 22 miliarde kWh/an vor fi produse în amenajări de joasă cădere ($H < 50$ m) cu o putere instalată totală de circa 7500 MW.

Raportată la puterea instalată și la producția mare de energie, în această categorie de centrale funcționarea frecventă a turbinelor în regim cavitațional ar aduce mari prejudicii sistemului energetic datorită scăderii randamentului, deci puterii și energiei, fie numai cu cîteva procente, efectelor distructive ale eroziunii cavitaționale și ale fenomenelor care o însoțesc (zgomote, vibrații), întreruperii fortuite din funcționare pentru remedierea defecțiunilor etc.

Abordarea unei probleme atît de complexe ca cea a prevenirii cavitației trebuie să țină seama de toți factorii care condiționează apariția și evoluția acestui fenomen.

Studiile laborioase executate pe modele la scară redusă, experiența acumulată în exploatarea turbinelor industriale, proiectarea și execuția turbinei trebuie să asigure obținerea unor turbine cu caracteristici energocavitaționale superioare. Cu toate acestea nu rare sînt cazurile cînd o turbină executată după un model cu caracteristici energocavitaționale bune prezintă la scurt timp de la punerea în funcțiune urme evidente de eroziune cavitațională. Explicația trebuie căutată în efectul pe care îl au asupra comportamentului la cavitație al turbinei acei factori care depind în mod direct de caracteristicile hidraulice ale amenajării și care condiționează determinarea cotei de instalare a acesteia.

Din punct de vedere hidraulic, valoarea reală a înălțimii de aspirație (H_s) trebuie să asigure funcționarea turbinei la parametrii proiectați pentru toate regimurile, fără riscul de apariție a cavitației. Determinarea cotei de instalare a turbinei hidraulice în raport cu nivelul aval reprezintă o problemă foarte importantă, de a cărei soluționare corectă depind în mod direct performanțele energetice ale turbinei, fiabilitatea acesteia, investiția în construcția centralei etc.

1. Particularitățile amenajărilor de joasă cădere

Practica a arătat că ponderea turbinelor afectate de cavitație este mai mare în cazul amenajărilor de joasă cădere decît în cazul amenajărilor de medie și înaltă cădere. Observații și măsurători cu caracter experimental efectuate în natură pe turbine de joasă cădere au pus în evidență apariția fenomenelor cavitaționale pentru regimurile de funcționare diferite de cel de calcul.

Pentru a explica apariția fenomenelor cavitaționale cu precădere la amenajările de joasă cădere, se fac următoarele observații :

— Nivelul apei în bazinul de liniștire al centralei variază în limite mult mai largi la amenajările de joasă cădere decît la cele de medie și înaltă cădere. Valoarea sa depinde de mărimea debitului turbinei și de asemenea de nivelul lacului aval pentru amenajările în cascadă.

— Orice abatere în plus sau în minus a nivelului aval determină modificări apreciabile ale valorii nete H_{net} și prin acestea a puterii furnizate de turbină ($P \sim H^{3/2}$).

— Abaterile extreme ale căderii nete, H_{max} și H_{min}, raportate la căderea medie H, sînt procentual cu mult mai mari decît în cazul amenajărilor de medie și înaltă cădere. Valorile maxime pentru acest procent sînt de $\pm 50\,\%$ la amenajări cu căderi de aproximativ 10 m și, respectiv, de $\pm$ 30 % pentru căderi de circa 25 m.

Procentul se diminuează odată cu creșterea căderii pînă la valori sub 10 %, corespunzătoare amenajărilor cu căderi în jur de 500 m.

— Pentru turbinele de joasă cădere, curbele $\sigma = \text{const.}$, reprezentate pe caracteristicile universale (fig. 1 *a*), se prezintă ca niște curbe cvasi-închise, în timp ce pentru turbinele de medie și înaltă cădere aceste curbe (fig. 1 *b*) sînt deschise.

2. Calcul cotei de amplasare

În cele ce urmează se prezintă o metodă de calcul al cotei de amplasare a axului turbinelor de joasă cădere, care ține seama de toate regimurile ce pot apărea în funcționarea acestora, în cadrul amenajării date. Eficacitatea metodei a fost verificată de un număr mare de proiecte aparținînd unor obiective în funcțiune sau în curs de execuție. Utilizarea metodei este posibilă numai în condițiile în care furnizorul turbinei oferă date din care să rezulte caracteristicile cavitaționale pe tot domeniul reprezentat pe topograma acesteia.

Pe baza caracteristicilor energocavitaționale ale turbinei și a caracteristicilor hidraulice ale amenajării analizate, se realizează o nomogramă care permite stabilirea rapidă a cotei axului turbinei pentru orice regim posibil de funcționare. Nomograma este utilizabilă numai pentru amenajarea luată în studiu și se obține prin parcurgerea unor etape succesive, după cum urmează :

*) Virgil Dadu este inginer proiectant principal la ISPH ; ing. Nae Bedros este asistent la Institutul politehnic București.

2.1. Se stabilesc dimensiunile și forma bazinului de liniștire, precum și nivelurile posibile de retenție în lacul aval. Cu aceste date se calculează curbele de variație a nivelului apei în bazinul de liniștire în funcție de debitul turbinat $N_{av} = f_1 (Q_t)$. Se utilizează în acest scop relații [1], [2] coespunzătoare fiecărui regim de curgere în secțiunea imediat aval de bazinul de liniștire.

2.2. Ținînd seama de nivelurile posibile de retenție în amonte și de corelația acestora cu nivelurile de retenție din aval, se trasează curbele de variație a căderii nete în raport cu debitul turbinat $H_{net} = f_2 (Q_t)$. Menținîndu-se constantă valoarea nivelului din aval, se vor lua în considerare cel puțin trei niveluri normale de exploatare în amonte, și anume: minim, mediu și maxim. La calculul pierderilor de sarcină de-a lungul traseului hidraulic al turbinei se va exclude porțiunea de traseu garantată de furnizor și se va lua un coeficient mediu pentru înfundarea grătarului. Pentru calcule mai riguroase se pot considera diferiți coeficienți de înfundare a grătarului. Reprezentînd debitul turbinat pînă la valoarea instalată pe un grup, se vor trasa curbe $H_{net} = f_2 (Q_t)$ în ipoteza că funcționează un singur grup sau mai multe grupuri simultan. Rezultă astfel mai multe familii de curbe $H_{net} = f_2(Q_t)$ care, luate în totalitate, reprezintă domeniul de căderi și debite posibil a fi obținut în amplasamentul studiat.

2.3. Pe domeniul rezultat din familiile de curbe $H_{net} = f_2(Q_t)$ se delimitează domeniul în care funcționarea agregatului este garantată de furnizor pin următoarele limite:

- putere maximă, $P_{max} = f_3 (Q_t)$;
- cădere maximă, $H_{max} = f_4 (Q_t)$;
- debit maxim, $Q_{max} = f_5(H)$;
- debit minim și cădere minimă cu funcționare garantată.

În cazul reprezentării debitului turbinat pînă la valoarea instalată pe centrală, se vor face însumările de debite pentru funcționarea simultană a mai multor grupuri.

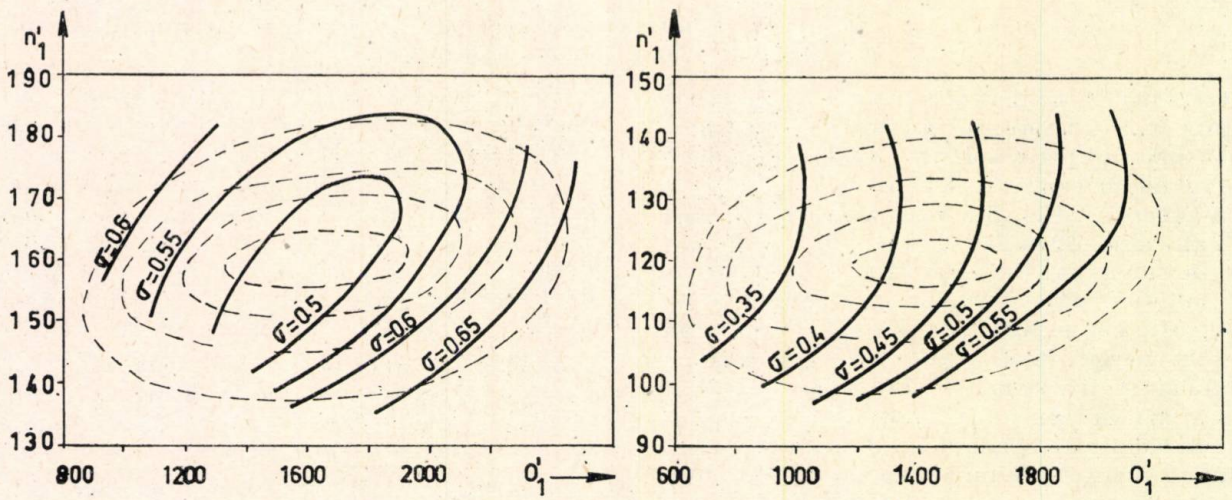


Fig. 1. Caracteristici cavitaționale:
a – turbine pentru $H \simeq 15$ m; *b* – turbine pentru $H \simeq 50$ m.

2.4. Pe baza datelor puse la dispoziție de furnizor, se trasează curbele Q = const. într-un sistem de axe avînd ca ordonată căderea netă H_{net}, iar ca abscisă înălțimea de aspirație H_s. De notat că în literatura de specialitate nu există un punct de vedere unitar asupra modului de definire a înălțimii de aspirație. În practica institutelor de specialitate din țară, înălțimea de aspirație este definită ca distanța măsurată de la nivelul din bazinul de liniștire pînă la axa palelor rotorului pentru turbinele cu ax vertical și respectiv pînă la axa rotorului pentru turbinele cu ax orizontal.

Deși neriguroasă, această definiție are avantajul că elimină dependența înălțimii de aspirație de unghiul de înclinare al palelor rotorice, care, în mod curent pentru turbinele de joasă cădere, sînt reglabile.

În cazul în care se dispune de topograma modelului pe care sînt trasate liniile σ = const., se pot determina înălțimile de aspirație utilizînd relații de transpunere [3] de la model la mașina reală.

Se fac și în acest caz delimitările de la pct. 2.3.

2.5. Cu datele de la pct. 2.1 și 2.4 se trasează într-un sistem de axe, avînd ca ordonată cota axului turbinei, iar ca abscisă înălțimea de aspirație, curbele de debit constant. Pentru fiecare nivel aval de retenție rezultă cîte o familie de curbe Q = const.

Reunind, ca în figura 2, diagramele rezultate anterior, se obține o nomogramă cu ajutorul căreia se poate determina rapid cota necesară de instalare a axului turbinei. Modul de utilizare a nomogramei este indicat pe figură prin săgeți. Astfel, să presupunem că la un moment

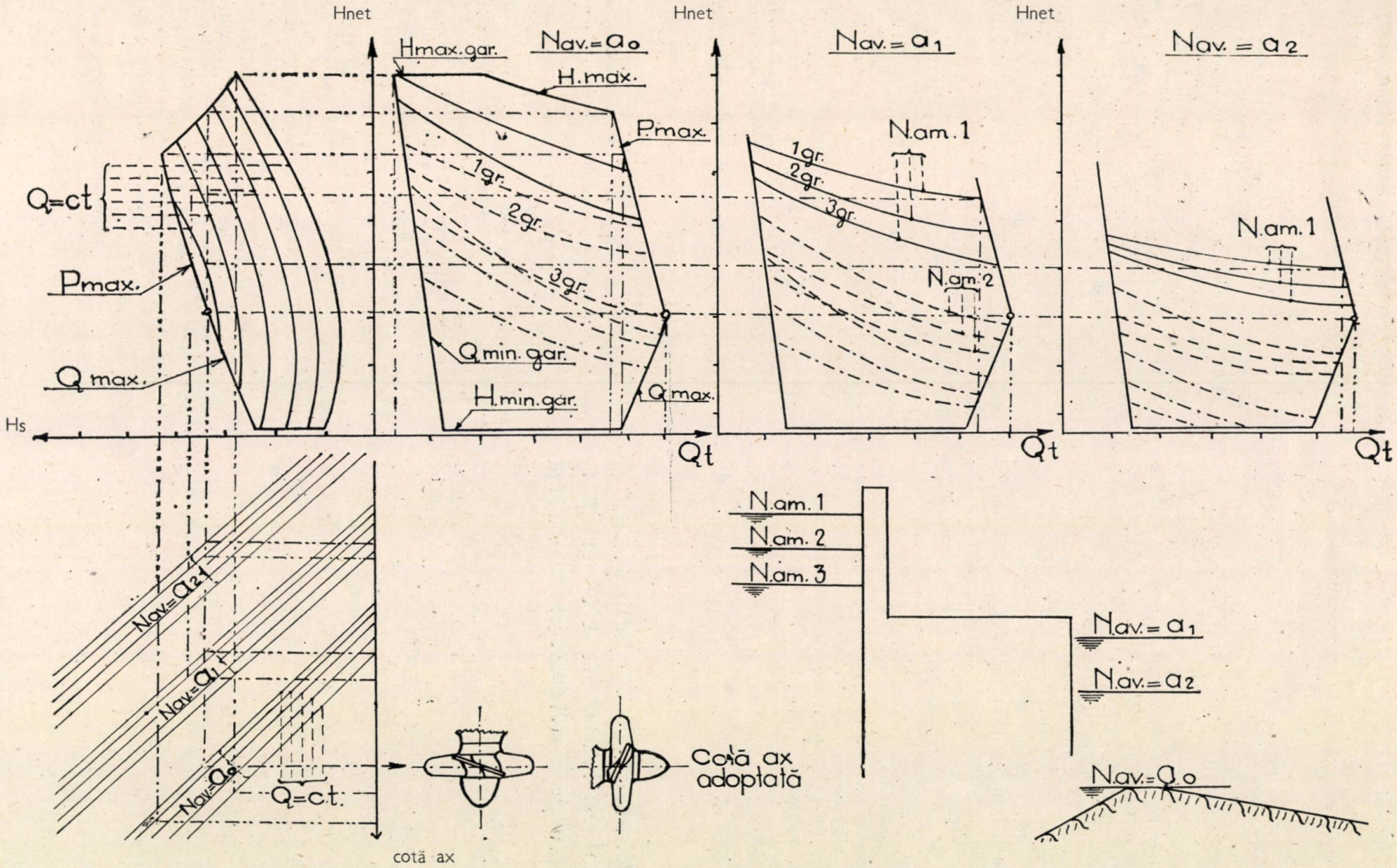


Fig. 2. Nomogramă de calcul al cotei de instalare a turbinei.

dat nivelul din amonte este N_{am1}, nivelul din aval N_{av1} și că funcționează o singură turbină cu debitul 0,75 Q_i. Se ridică o verticală în punctul de abscisă 0,75 Q_i în cadranul $H_{net}-Q$, corespunzător nivelului aval N_{av1}, pînă se întîlnește curba de 1 grup la N_{am1}. Rezultă astfel pe ordonată H_{net1}. Se continuă orizontala de la H_{net1} în cadranul $H_{net} - H_s$, pînă se întîlnește curba de 0,75 Q_i. Punctul de intersecție are abscisa H_{s1}. Coborînd în cadranul H_s — cotă ax pînă la întîlnirea liniei de 0,75 Q_i din familia de linii corespunzătoare nivelului N_{av1}, se obține în ordonată cota necesară a axului turbinei pentru ca în acest punct de funcționare să fie evitat fenomenul de cavitație. Procedeul se repetă pentru orice punct de funcționare posibil, insistînd asupra zonelor extreme. Rezultă astfel un număr mare de valori pentru cota de instalare, cuprinse între două extreme. Cota minimă astfel rezultată asigură funcționarea fără cavitație a turbinei în tot domeniul de funcționare posibil de realizat, în timp ce cota maximă nu asigură decît un singur punct.

Cum adoptarea cotei minime rezultate necesită în general investiții suplimentare mari, se pune problema determinării cotei de instalare optime pentru axul turbinei. Această determinare se face ținînd seama de frecvența de apariție a nivelelor amonte corelată cu frecvența de apariție a diverselor nivele aval. Deoarece efectuarea riguroasă a acestui calcul este foarte dificilă, se recurge la optimizarea cotei axului pentru un nivel aval dat, de obicei nivelul cu frecvența maximă.

3. Avantajele metodei

Utilizarea nomogramei în calculul cotei de instalare a axului turbinei pune la îndemîna proiectantului un mijloc rapid și eficient de analiză a funcționării turbinelor hidraulice atît în regimurile cu caracter permanent, cît și în cele tranzitorii.

Reunind într-o singură nomogramă principalii parametri care condiționează performanțele energocavitaționale ale turbinei, se înlesnește efectuarea calculelor tehnico-economice de stabilire a înălțimii de aspirație H_s, optimă economic.

Nomograma stabilește corespondența directă între valorile fluctuante ale căderii nete și înălțimea de aspirație, fiind un mijloc riguros de control și pentru turbinele aflate în exploatare.

Se pune în evidență toată gama de căderi și debite posibile să apară în timpul funcționării centralei studiate, element foarte important pentru alegerea și dimensionarea turbinelor.

Bibliografie

[1] Kiselev, P.G. *Spravocinik po ghidravliceskim raşcetam.* Moscova — Leningrad, 1950.

[2] Certousov — *Hidraulica,* Editura tehnică.

[3] Pavel, D. *Turbine hidraulice și echipamente hidroenergetice.* Editura didactică și pedagogică, București, 1965.

(Articol intrat în redacție la 14 decembrie 1976)

Determinarea parametrilor aburului umed din turbinele cu abur clasice la probele termotehnice de performanță

Ing. N. Kertész*)

Probele termotehnice de performanță la turbinele cu abur au ca scop principal determinarea consumului specific de căldură, în cazul turbinelor cu condensație, a consumului specific de abur, în cazul turbinelor cu condensație și prize reglabile de termoficare. Aceste probe se efectuează la diferite sarcini ale turboagregatului și urmăresc de asemenea eventualele abateri față de valorile de referință ale furnizorului.

Condițiile de funcționare a turboagregatului în timpul probelor termotehnice de performanță diferă de cele avute în vedere la proiectarea acestuia. Valorile de referință ale consumului specific de căldură sau de abur sînt valabile numai în cazul respectării tuturor condițiilor luate în considerare la proiectare. Pentru verificarea prin probe termotehnice a valorilor de referință ale consumului specific de căldură sau abur, se impune, din această cauză, efectuarea unor corecții. Corecțiile de consum specific de căldură (turbine cu condensație) și de putere (turbine cu condensație și prize reglabile de termoficare) se determină în mare parte din curbele de corecție puse la dispoziție de furnizorul echipamentului. Corecțiile pentru care nu se dispune de curbe ale furnizorului, cît și dorința de verificare a randamentului intern de diagramă al turbinei, impun cunoașterea parametrilor aburului extras prin prizele turbinei și reprezentarea în diagrama $H - s$ a destinderii aburului în turbină. Dificultatea în trasarea curbei de destindere a aburului în coordonate $H - s$ o constituie porțiunea ei din domeniul aburului umed, la toate turbinele cu condensație destinderea aburului în partea finală situîndu-se sub curba de saturație, astfel că aburul extras prin ultima priză și cel evacuat în condensator este saturat. Dacă în domeniul aburului supraîncălzit, prin măsurarea parametrilor presiune și temperatură ai aburului extras prin prizele turbinei se pot defini puncte

*) Ing. Kertész Nicolae este cercetător științific la ICEMENERG.

ale curbei de destindere, în domeniul aburului umed entalpia aburului extras prin priza turbinei și punctul final al destinderii nu pot fi determinate cu ajutorul aparaturii de măsură utilizate în mod obișnuit la probele termotehnice de performanță.

1. Metoda [1] de determinare a curbei de destindere a aburului în partea finală a turbinei cu condensație

Kliamkin [1] prezintă o metodă indirectă de determinare a entalpiei aburului umed extras prin ultima priză a turbinei și a celui evacuat în condensator, bazată pe calculul schemei termice. Se calculează puterile tronsoanelor turbinei în care destinderea aburului se face în domeniul supraîncălzit pînă la ultima priză din care se mai extrage abur supraîncălzit sau, la limită, saturat uscat (punctul R pe figura 1). Diferența dintre puterea internă a turbinei, calculată cu ajutorul puterii produse la bornele generatorului și a randamentului mecanic și al generatorului, și suma puterilor tronsoanelor considerate reprezintă puterea P_f produsă în partea finală a turbinei. Se aproximează valoarea entalpiei aburului evacuat în condensator. Considerînd că destinderea aburului în partea finală a turbinei poate fi reprezentată în diagrama $H - s$ printr-o dreaptă, la intersecția acesteia cu izobara p_1 corespunzătoare presiunii măsurate a aburului extras din ultima priză, se obține entalpia aburului destinat alimentării primului preîncălzitor de joasă presiune (PJPI). Debitul de abur extras prin ultima priză se determină din bilanțul termic al primului preîncălzitor de joasă presiune. Debitul de abur care pătrunde în partea finală analizată fiind cunoscut, rezultă astfel și debitul de abur evacuat în condensator. Puterea ultimelor două tronsoane ale turbinei, calculată cu debitele și entalpiile de mai sus, trebuie să fie identică cu P_f, în caz contrar fiind necesară reluarea iterativă a calculului.

Metoda nu ia în considerare influența asupra curbei de destindere a pierderii prin energia cinetică reziduală a ultimei trepte a turbinei și frîngerea acesteia la pătrunderea sub curba de saturație.

2. Metodă analitică de determinare a curbei de destindere a aburului în partea finală a turbinei cu condensație

Destinderea aburului în partea finală a turbinei este prezentată în figura 1, iar în figura 2 schema termică de calcul a părții finale a turbinei.

Curba de destindere a aburului în partea finală a turbinei este definită prin punctele *RSMK2K1K* (fig. 1). Starea aburului la ieșirea din ultimul rînd de palete este reprezentată prin punctul *K2*. Încălzirea aburului prin frecare și amestec cu aburul provenit de la labirinți conduce la o creștere izobară a entalpiei, corespunzător punctului *K1*. Creșterea de entalpie de la H_{K1} la H_K corespunde energiei cinetice reziduale ΔH_c la ieșirea din ultimul rînd de palete, punctul K reprezentînd starea la care începe răcirea aburului în condensator. Avînd în vedere dificultatea exprimării analitice

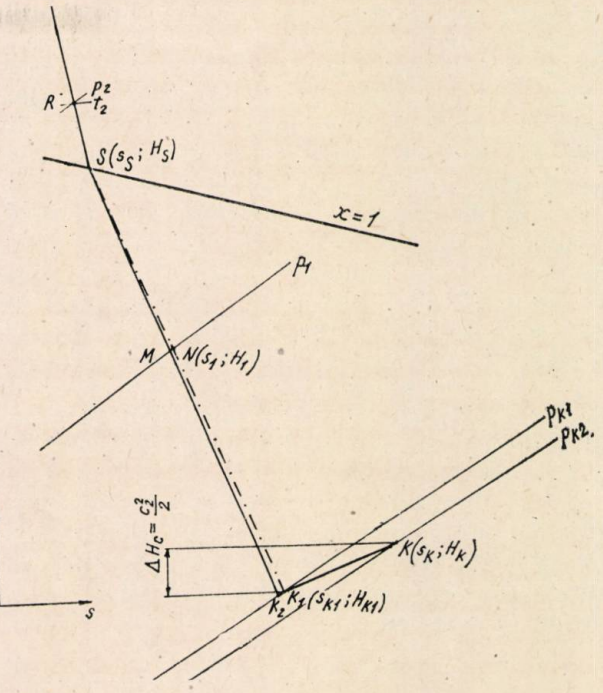


Fig.1. Reprezentarea destinderii aburului în partea finală a turbinei în diagrama $H-s$.

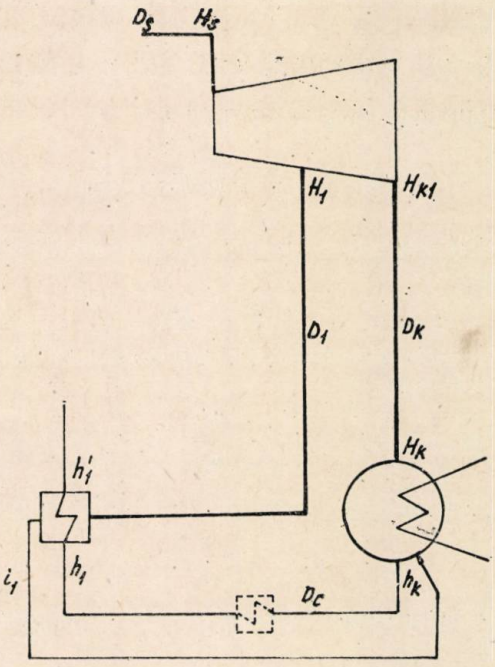


Fig. 2. Schema termică de calcul a părții finale a turbinei cu abur cu condensație

a creșterii de entalpie $H_{K1} - H_{K2}$ și valoarea ei redusă în raport cu creșterea totală $H_K - H_{K2}$, se va considera că destinderea este definită de punctele $RSNK1K$. De asemenea se consideră că punctele $SNK1$ se situează pe o dreaptă.

Mărimile măsurate la probele de performanță și cele determinate din tabelele cu proprietățile termodinamice ale apei și aburului pe baza valorilor măsurate, care intervin în figurile 1 și 2, sînt: presiunea p_2 și temperatura t_2 a aburului ultimei prize din care se mai extrage abur supraîncălzit, presiunea p_1 a ultimei prize a turbinei, presiunea p_{K1} la ieșirea din ultimul rînd de palete al turbinei, presiunea p_{K2} în condensator, entalpia h_K a condensatului de bază la ieșirea din condensator, entalpia condensatului de bază la intrarea (h_1) și ieșirea (h_1') din primul preîncălzitor de joasă presiune (PJP1), entalpia i_1 a condensatului secundar la ieșirea din PJP1, debitul D_c de condensat de bază la intrarea în PJP1.

Din calculul schemei termice a turbinei se cunoaște debitul D_s, care pătrunde în tronsonul RM al turbinei, și puterea P_f a părții finale (RK) a turbinei.

Se prelungește curba (dreapta) destinderii prin R pînă la intersecția în punctul S cu curba de saturație și se calculează puterea P_{RS}, produsă prin destinderea debitului de abur D_s din R în S, rezultînd:

$$P_{SK} = P_f - P_{RS} \tag{1}$$

Pentru rezolvarea problemei se dispune de următoarele relații:

— Puterea produsă în porțiunea SK a turbinei

$$D_S (H_S - H_1) + D_K (H_1 - H_K) = P_{SK} \tag{2}$$

— Bilanțul termic al PJP1

$$D_1 (H_1 - i_1) = D_c (h_1' - h_1) \tag{3}$$

— Bilanțul masic pentru partea finală SK a turbinei

$$D_S = D_1 + D_K \tag{4}$$

— Ecuația dreptei $SK1$ reprezentînd destinderea aburului

$$H_1 - H_{K1} = \frac{H_S - H_{K1}}{s_S - s_{K1}} (s_1 - s_{K1}) \tag{5}$$

— Relația dintre entalpia și entropia punctului N

$$H_1 = H_1' + T_1 (s_1 - s_1') \tag{6}$$

— Relația dintre entropia și entalpia punctului $K1$

$$s_{K1} = \frac{H_{K1} - H_{K1}'}{T_{K1}} + s_{K1}' \tag{7}$$

— Relația dintre entalpiile H_{K1} și H_K

$$H_K = H_{K1} + \Delta H_c \tag{8}$$

— Relația de calcul a energiei cinetice reziduale la ieșirea din ultimul rînd de palete al turbinei [2], [3].

$$\Delta H_c = \Delta H_{cr} \cdot 0{,}87 \cdot x_{K1} (0{,}65\, x_{K1} + 0{,}35) \tag{9}$$

Titlul x_{K1} al aburului se calculează cu relația:

$$x_{K1} = \frac{H_{K1} - H_{K1}'}{r_{K1}} \tag{10}$$

Mărimea ΔH_{cr}, exprimată în kJ/kg, reprezintă energia cinetică reziduală de referință, care este indicată în lucrările [2], [3], [4], în funcție de viteza w a aburului la ieșirea din ultimul rînd de palete al turbinei, viteza w calculîndu-se cu relația:

$$w = \frac{D_K v_{K1}'' x_{K1}}{A_2} \tag{11}$$

Din relațiile (5), (6) și (7) rezultă

$$H_1 = \frac{a H_{K1} + b}{c H_{K1} + d}, \tag{12}$$

în care

$$a = s_S - s_1' - \frac{H_S}{T_{K1}} + \frac{H_1'}{T_1} \tag{13}$$

$$b = H_S \left(\frac{H_{K1}'}{T_{K1}} - s_{K1}' + s_1' - \frac{H_1'}{T_1} \right) \tag{14}$$

$$c = \frac{1}{T_1} - \frac{1}{T_{K1}} \tag{15}$$

$$d = s_S - s_{K1}' \tag{16}$$

și din relațiile (2), (3), (4) și (8)

$$H_1 = \frac{(H_{K1} + \Delta H_c) B + e}{(H_{K1} + \Delta H_c) D_S + f}, \tag{17}$$

în care

$$B = D_c (h_1' - h_1) + D_S i_1 \tag{18}$$

$$e = -i_1 (D_S H_S - P_{SK}) \tag{19}$$

$$f = P_{SK} + D_c (h_1' - h_1) - D_S H_S \tag{20}$$

Egalînd relațiile (12) și (17), se obține

$$\Delta H_c = \frac{(cH_{K1} + d)\, e - (aH_{K1} + b) f}{(aH_{K1} + b)\, D_S - (cH_{K1} + d) B} - H_{K1} \tag{21}$$

Calculul entalpiei H_K se face iterativ, aproximînd pentru început valoarea H_{K1} cu ajutorul ecuației de gradul 2

$$m H_{K1}^2 + nH_{K1} + p = 0, \quad (22)$$

în care

$$m = a D_S - cB \quad (23)$$

$$n = bD_S + af - dB - ec \quad (24)$$

$$p = bf - ed \quad (25)$$

Din relația (21) se obține valoarea corespunzătoare ΔH_c. Se calculează în continuare D_K cu relația:

$$D_K = \frac{D_S (H_S - i_1) - P_{SK} - D_c(h_1' - h_1)}{H_{K1} + \Delta H_c - i_1} \quad (26)$$

x_{K1} (10) și w (11). Utilizînd valoarea mărimii de referință ΔH_{cr} [2], [3], se poate calcula valoarea energiei cinetice reziduale la ieșirea din ultimul rînd de palete cu relația (9). Se obțin astfel pentru valoarea H_{K1} aproximată, cu relațiile (9) și (21), două valori ΔH_c. Valoarea corectă H_{K1} este aceea pentru care cele două valori ΔH_c sînt egale.

În final se determină entalpia H_K cu relația (8) și entalpia H_1 cu relația (12) sau (17). Perechile de valori: s_2 H_2, p_1 H_1, p_{K1} H_{K1} și p_K H_K definesc destinderea aburului în partea finală a turbinei.

Notații și unități de măsură

Simboluri

A_2 — secțiunea de ieșire a aburului din ultimul rînd de palete, m²

c_2 — viteza absolută a aburului la ieșirea din ultimul rînd de palete (corespunzător diametrului mediu), m/s

D — debitul, kg/s

h — entalpie condensat de bază, kJ/kg

ΔH_c — energia cinetică reziduală a aburului la ieșirea din ultimul rînd de palete, kJ/kg

H — entalpie abur, kJ/kg

H' — entalpie condensat saturat, kJ/kg

i — entalpie condensat secundar, kJ/kg

p — presiunea, bar

P — puterea, kW

r — căldură latentă de vaporizare, kJ/kg

s — entropie, kJ/kg K

s' — entropie condensat secundar, kJ/kg K

T — temperatura absolută a aburului saturat, K

v'' — volum specific abur saturat uscat, m³/kg

Indici

c — refulat de pompele de condensat de bază în primul preîncălzitor de joasă presiune

f — final

K — condensator

$K1$ — ieșire din turbină

$K2$ — ieșire din ultimul rînd de palete

S — pe curba de saturație

1 — ultima priză a turbinei (primul preîncălzitor de joasă presiune)

2 — penultima priză a turbinei.

Bibliografie

[1] Kliamkin, S. L. *Teplovoe ispitanie paroturbinnih ustanovok elektrostanții*. Gosenergoizdat, Leningrad, 1961.

[2] Spencer, R. C., Cotton, K. C. și Cannon, C. N. *A method for predicting the performance of steam turbine-generators 16 500 kW and larger*. În: Trans. of the ASME — Journ. of Engineering for Power, vol. 85, nr. 4, oct. 1963, p. 249—281.

[3] Moțoiu, C., Prisecaru, I. și Șișchin, E. *Modele matematice de predeterminare a caracteristicilor grupurilor de mare putere*. Lucrare Institutul politehnic București, 1976.

[4] Prisecaru, I., Moțoiu, C. și Șișchin, E. *Metodă de predeterminare a performanțelor turbinelor de putere mare la diverse sarcini*. În: Energetica 24, nr. 7, 1976, p. 221—224.

(Articol intrat în redacție la 22 noiembrie 1976)

Utilizarea calculatoarelor electronice pentru efectuarea calculului termic al cazanelor de abur

Ing. **I. Bolma**,
Ing. **G. Chercea**,
Ing. **C. Schuman***)

Calculul termic al cazanului de abur, privit din punctul de vedere al utilizatorului, este un calcul de verificare. Aceasta înseamnă că pentru un cazan dat se determină randamentul, consumul de combustibil, temperaturile pe traseul apă — abur și pe traseul aer — gaze de ardere, caracteristice unui regim de funcționare dat și unei anumite calități de combustibil. În această direcție, ICEMENERG are preocupări în perfecționarea metodelor de calcul termic, insistînd în special în sensul adoptării unor metode cu aplicabilitate la o gamă cît mai largă de tipuri de cazane de abur. În ultimul timp, în cadrul acestor preocupări a fost inclus și aspectul automatizării efectuării calculului termic cu ajutorul calculatoarelor electronice.

Pentru întocmirea unui calcul termic de verificare este necesară cunoașterea următoarelor date principale:

— caracteristicile energetice ale combustibililor (analiza elementară sau analiza tehnică);

— tipul de cazan și caracteristicile constructive ale acestuia;

*) Ion Bolma este cercetător științific, George Chercea cercetător științific principal, Carol Schuman inginer, la ICEMENERG.

— sarcina cazanului și parametrii aburului ceruți de consumator;

— valoarea pătrunderilor de aer fals în cazan.

Avînd în vedere aceste elemente, în cadrul ICEMENERG a fost conceput un set de subprograme cu ajutorul cărora, prin apelarea lor convenabilă într-un program principal de asamblare, poate fi efectuat calculul termic de verificare. Programul principal este propriu unui anumit cazan de abur. El cuprinde instrucțiunile de apelare a subprogramelor amintite, într-o ordine dictată de tipul constructiv al cazanului, precum și instrucțiunile referitoare la variantele de studiat, rezultatele necesare, afișarea convenabilă a rezultatelor etc. Subprogramele se referă la calculul suprafețelor de schimb de căldură întîlnite în mod obligatoriu sau frecvent în cazanele de abur, la calculul ceeficienților de transmitere și trecere a căldurii și la calculul proprietăților fizice și termodinamice ale aerului, gazelor, apei și aburului. Această concepție, oarecum particulară, de întocmire a programului de calcul termic a fost apreciată ca potrivită, dată fiind diversitatea largă a tipurilor constructive de cazane de abur din țara noastră. În plus, subprogramele au fost concepute pentru a avea o valabilitate universală, iar întocmirea programului principal pentru un anumit cazan de abur este o chestiune simplă, care poate fi rezolvată destul de repede.

La baza elaborării setului de subprograme a stat principiul folosirii unor date cît mai recente, utilizate și verificate de cît mai mulți autori.

În cele ce urmează se vor prezenta pe scurt principalele elemente ale setului de subprograme. Din această prezentare vor lipsi, evident, aspectele de rutină.

Calculul arderii

La întocmirea setului de subprograme s-a presupus că în focarul cazanului de abur pot fi arși combustibili solizi, lichizi și gazoși, separat, combinat cîte doi sau toți trei simultan [1], [2]. Determinarea cantităților de aer și gaze de ardere poate fi făcută în două moduri, și anume: pornind de la analiza elementară a combustibilului și utilizînd formulele cunoscute stabilite pe baza ipotezei lui Mendeleev sau pornind de la analiza tehnică a combustibilului (H_u, γ_A, γ_W) și folosind formule statistice. De fapt, a dispune de analiza elementară a combustibilului drept bază de calcul este o eventualitate fericită. Ca urmare, s-a acordat o atenție specială formulelor stabilite pe baze statistice, adoptîndu-se relații stabilite la date mai recente [3], [4]:

— combustibil solid:

$$y_L = 124{,}3\, n \frac{\frac{H_u}{1000} + 2{,}45\,(1 - \gamma_A)}{1000}\ \text{Nm}^3/\text{kg}$$

$$y_{GT} = (239{,}3\, n - 5{,}5)\frac{\frac{H_u}{1000} + 2{,}45(1 - \gamma_A)}{1000}\ \text{Nm}^3/\text{kg}$$

$$y_G = (241{,}3\, n - 25{,}3)\frac{\frac{H_u}{1000} + 2{,}45\,(1 - \gamma_A)}{1000} + 1{,}243\,(1 - \gamma_A)\ \text{Nm}^3/\text{kg}$$

— păcură:

$$y_L = 2957\, n \frac{\frac{H_u}{1000} - 4{,}6}{10000}\ \text{Nm}^3/\text{kg}$$

$$y_{GT} = (2930\, n - 805)\frac{\frac{H_u}{1000} - 4{,}6}{10000} + 2{,}3\ \text{Nm/kg}$$

$$y_G = (2957\, n + 805)\frac{\frac{H_u}{1000} - 4{,}6}{10000} - 2{,}18\ \text{Nm}^3/\text{kg}$$

— gaz natural:

$$y_L = 261{,}1\, n \frac{\frac{H_u}{1000} - 0{,}63}{1000}\ \text{Nm}^3/\text{Nm}^3$$

$$y_{GT} = (261{,}1\, n - 53{,}8)\frac{\frac{H_u}{1000} - 0{,}63}{1000} + 0{,}88\ \text{Nm}^3/\text{Nm}^3$$

$$y_G = (261{,}1\, n + 2{,}87)\frac{\frac{H_u}{1000} - 0{,}63}{1000} + 0{,}88\ \text{Nm}^3/\text{Nm}^3$$

Trebuie subliniat că în aceste relații se va introduce puterea calorifică măsurată în bomba calorimetrică sau în calorimetru. Cantitățile de aer și gaze de ardere pot fi calculate și în unități de masă, în acest caz fiind necesar calculul densității conform indicațiilor din [5].

Compoziția gazelor de ardere este definită prin conținutul de CO_2 și H_2O, mărimi care, împreună cu temperatura, caracterizează din punct de vedere fizic și termodinamic gazele de ardere. S-a renunțat la determinarea tuturor componentelor deoarece aceasta ar necesita cunoașterea analizei elementare, fapt care ar

limita posibilitățile de utilizare a subprogramului. Pe de altă parte, în cadrul ICEMENERG au fost stabilite polinoame pentru calculul proprietăților fizice și termodinamice care necesită doar cunoașterea conținutului de CO_2 și H_2O [2], acestea putînd fi determinate cu formule statistice [3].

Calculul temperaturii gazelor de ardere în secțiunea de ieșire a focarului

Determinarea temperaturii gazelor de ardere în secțiunea de ieșire a focarului și calculul cantității de căldură cedate suprafețelor de schimb de căldură din focar reprezintă problema cea mai spinoasă a calculului termic. Cauza rezidă în faptul că procesele care au loc în focar sînt mult prea complexe, o descriere a lor fiind practic imposibilă chiar și cu ajutorul calculatorului electronic. Literatura tehnică conține multe metode de calcul al focarului, toate acestea pornind de la niște ipoteze mai mult sau mai puțin simplificatoare, bazate în principal pe date experimentale. Majoritatea autorilor au recurs la forma de prezentare nomografică în calitate de mijloc eficient de lucru. Aceste procedee, deși se bucură de apreciere între specialiști, nu sînt adecvate modului de lucru cu calculatorul electronic. Pentru subrutina respectivă s-a adoptat modelul propus de T. Popa [6], căruia i s-au adus unele completări pe baza unor informații din [7], [8]. Modelul adoptat consideră focarul împărțit în trei zone : zona de sub flacără, zona flăcării și zona de radiație, efectuîndu-se bilanțul termic în fiecare din aceste zone. Transmiterea căldurii în focar este considerată ca fiind o rezultantă a radiației prafului (cenușii) și funinginei [6], precum și a radiației gazelor triatomice [9]. Pentru zona de radiație plasată deasupra zonei flăcării se ia în considerare și căldura transmisă prin convecție [10].

Transmiterea căldurii în canale ecranate și paravane

În zona paravanelor sau în canale ecranate, transmiterea căldurii se face atît prin radiație [9] cît și prin convecție [10]. Dacă paravanele „văd" flacăra, este necesară luarea în considerare și introducerea în bilanțul termic al suprafeței a unei cote din cantitatea de căldură radiată de flacără. Calculul temperaturii gazelor de ardere și a aburului la ieșirea din zona paravanelor sau dintr-un canal ecranat se efectuează prin metoda iterativă. Pentru a limita numărul iterațiilor, în primă aproximație, temperatura medie a gazelor de ardere și a aburului se determină cu relațiile :

$$t_D^m = t_D^e + \frac{1}{10}(t_G^e - t_D^e)$$

$$t_G^m = t_G^e + \frac{1}{5}(t_G^e - t_D^e)$$

Calculul coeficientului de trecere a căldurii de la gazele de ardere la fasciculele de țevi

Problema determinării valorii coeficientului de trecere a căldurii de la gazele de ardere la fasciculele de țevi, în cazul unei direcții de curgere perpendiculare a gazelor, a constituit subiectul unor numeroase cercetări, și deci există multe relații de calcul. Pentru subprogramul respectiv a fost adoptată relația propusă de Brandt [10] :

$$\alpha_\perp = 0{,}287\ \lambda^{0{,}636}\ \eta^{-0{,}236}\ c_p^{-0{,}364}\ \Phi^{0{,}6}\ d_2^{-0{,}4}\ f_e,$$

unde f_e este factorul de așezare a țevilor, stabilit după [7].

În cazul în care direcția de curgere a gazelor de ardere nu este perpendiculară pe axele țevilor, se introduce o corecție suplimentară f_R după [10].

Calculul coeficientului de trecere a căldurii de la gazele de ardere care curg în lungul țevilor la țevi se face cu ajutorul unui subprogram întocmit pe baza formulei recomandate de normativul sovietic de calcul termic [11] :

$$\alpha_{||} = 0{,}023\ \lambda^{0{,}6}\ \eta^{-0{,}4}\ c_p^{0{,}4}\ \Phi^{0{,}8}\ d_1^{-0{,}2}\ [1+(d_1/L)^{2/3}] \cdot (\eta/\eta_{WD})^{0{,}14},$$

unde η_{WD} este viscozitatea dinamică a gazelor la temperatura peretelui țevii.

Calculul coeficientului de trecere a căldurii de la țevi la abur

Datele recente recomandă, pentru calculul coeficientului de trecere a căldurii de la țevi la abur, folosirea relației stabilite de Hausen [10] valabilă pentru un domeniu $Re = 2360 \div 10^6$. Forma matematică a acesteia introduce unele dificultăți, motiv pentru care s-a adoptat relația propusă de Brandt [7], valabilă pentru un domeniu $Re = 700 \div 010^6$:

$$\alpha_D = 0{,}02\ \Phi^{0{,}8}\ d_1^{-0{,}2}\ \lambda^{0{,}58}\ c_p^{0{,}42}\ \eta^{-0{,}38}\ [1+(d_1/L)^{2/3}]$$

Calculul coeficientului de trecere a căldurii de la gazele de ardere la țevi cu aripioare

Cu toate că folosirea țevilor cu aripioare în construcția de cazane este oarecum limitată în prezent, pentru a păstra valabilitatea cît mai extinsă a programului, au fost luate în considerare și suprafețele de schimb de căldură realizate din astfel de țevi. Pentru calculului coeficientului de trecere a căldurii de la gazele de ardere la țevile cu aripioare, a fost adoptată relația [13] :

$$\alpha_R = k\ \mathrm{Re}^{0{,}675}\ \mathrm{Pr}^{1/3}\ (A/A_0)^{-0{,}375}\ \lambda/d_2,$$

unde A este suprafața totală de schimb termic;

A_0 — suprafața țevii, considerată fără aripioare.

Influența aripioarelor asupra trecerii căldurii prin convecție este luată în considerație prin factorul:

$$\eta_R = \frac{tanh\ X}{X}$$

în care valoarea X este dată de relația:

$$X = h_R \sqrt{\frac{2\alpha_R}{\lambda_R s_R}}$$

unde

h_R este înălțimea aripioarelor;

s_R — grosimea aripioarelor;

λ_R — conductivitatea termică a materialului aripioarelor.

Coeficientul de trecere a căldurii prin convecție de la gazele de ardere la peretele țevii cu aripioare cilindrice sau spirale poate fi calculat cu relația:

$$\alpha = \alpha_R \left[1 - (1 - \eta_R)\frac{A_R}{A}\right],$$

în care A_R este suprafața aripioarelor.

Pentru calculul coeficientului de trecere a căldurii prin convecție către tuburile de fontă cu nervuri au fost adoptate relațiile de calcul comunicate de firmele constructoare. K. Illies [12] prezintă formule de calcul pentru tuburi de fontă construite de firmele „Industrie Companie" din Krefeld și „Vereinigte Ekonomiser—Werke" din Hilden, ambele din R.F.G.

Pentru preîncălzitoarele regenerative de tip Ljüngström se folosesc datele furnizate de firma „Kraftanlagen A.G." din Heidelberg (R.F.G.). Trebuie menționat că rezultatele obținute prin folosirea acestor date sînt mai exacte decît cele obținute prin utilizarea datelor din [11]. Pentru preîncălzitoarele regenerative de tip Rothemühle nu dispunem de formule de calcul.

Subprogramele de calcul

Pentru a face posibilă o apelare mai ușoară cît și pentru o organizare mai bună, subprogramele au fost concepute pe patru nivele.

Subprogramele de nivel 1 sînt subprograme independente și, în general, sînt destinate calculului proprietăților fizice și termodinamice ale agenților termici. Astfel, pentru calculul proprietăților gazelor de ardere și ale aerului, au fost întocmite următoarele subprograme:

— SW (t, x_C, x_H) — căldura specifică;
— ISW (t, x_C, x_H) — căldura specifică medie;
— DVS (t, x_C, x_H) — viscozitatea dinamică;
— CDT (t, x_C, x_H) — conductivitatea termică.

Aceste subprograme sînt concepute ca polinoame independente de gradul 5 și 1, cu coeficienți variabili (coeficienții sînt dependenți de compoziția gazelor de ardere).

Pentru calculul proprietăților apei și aburului au fost întocmite următoarele subprograme:

— ENA (t, p) — entalpia apei;
— ENI (t, p) — entalpia aburului;
— VSI (t, p) — volumul specific al aburului;
— TAS (p) — temperatura de saturație;
— CPPT (t, p) — căldura specifică a aburului.

Întocmirea acestor subprograme a fost făcută pe baza informațiilor din [13], [14].

	ENA	ENI	VSI	TAS	GRS
VISD			X		
CONA					X
TPH		X		X	
TPHW	X	X		X	

Fig. 1. Apelarea subprogramelor de nivel 1 în subprograme de nivel 2.

Subprogramele de nivel 2 sînt destinate de asemenea calculului proprietăților fizice și termodinamice ale agenților termici, fiind însă necesară apelarea unor subprograme de nivel 1, așa cum rezultă și din figura 1. La baza acestor subprograme stau formulele din [13]. În această grupă intră subprogramele:

— VISD (t, p) — viscozitatea aburului;
— CONA (t, p) — conductivitatea termică a aburului;
— TPH (p, h) — temperatura aburului;
— TPHW (p, h) — temperatura apei.

Subprogramele de nivel 3 sînt destinate calculului coeficienților de trecere a căldurii. Aceste subprograme au fost întocmite avînd în vedere manevrarea lor ușoară la calculul trecerii căldurii în cazul existenței unei multitudini de tipuri de suprafețe de schimb de căldură amplasate într-un mod diferit în canalele de gaze de ardere. Aceste subprograme apelează la rulare subprograme de nivel 1 și 2, fapt care rezultă din figura 2.

Subprogramele pentru calculul coeficienților de schimb termic sînt următoarele:

— SCHACK (x_C, x_W, t, S, ε (Λ)) — coeficientul de emisie al flăcării;

— ALFC (t_G, t_{WD}, x_C, x_W, m_G) — coeficientul de trecere a căldurii prin convecție în canale și paravane;

— LUVOLJ (t^a_G, t^e_L, x^a_C, x^a_W, m^e_L, m^a_G) — preîncălzitoare de aer regenerative Ljüngström. A fost necesară întocmirea de subprograme separate pentru cele două tipuri funcționale de preîncălzitoare de aer, întrcît transmiterea căldurii

	ISW	SW	CDT	DVS	ENI	VISD	CONA	CPPT
ALFC	X		X	X				
ALFB	X		X	X				
ALFU					X	X	X	X
CONVA	X		X	X				

Fig. 2. Apelarea suprogramelor de nivel 1 și 2 în subprograme de nivel 3.

— ALFB (t_G, x_C, x_W, m_G) — coeficientul de trecere a căldurii prin convecție în fascicule de țevi;

— ALFU (t_D, P_D, m_D) — coeficientul de trecere a căldurii prin convecție de la țeavă la abur;

— ALFR (t_G, t_{WD}, x_C, x_W) — coeficientul de trecere a căldurii prin radiația gazelor triatomice;

— CONVA (t_G, x_C, x_W, m_G) — coeficientul de trecere a căldurii prin convecție către țevile cu aripioare.

Se menționează că ALFR și SCHACK sînt subprograme independente.

Subprogramele de nivel 4 servesc la întocmirea bilanțului termic și calculului temperaturilor agenților termici în fiecare din suprafețele de schimb de căldură. Apelarea acestor subprograme în cadrul programului principal se face în ordinea dictată de modul de dispunere a suprafețelor de schimb de căldură în drumul gazelor de ardere. Toate aceste subprograme au la bază ecuația bilanțului termic:

$$m^e_G c^e_{pG} \Big|_0^{t^e_G} t^e_G - m^a_G c^a_{pG} \Big|_0^{t^a_G} t^a_G + (m^a_G - m^e_G)\, c_{pL} \Big|_0^{t_L} t_L = k\, A_{WD}\, \Delta t_m$$

Principalele subprograme de nivel 4 sînt:

— LUVOR (t^a_G, t^e_L, x^a_C, x^a_W, m^e_L, m^a_G) — preîncălzitoarele de aer recuperatoare. Calculul temperaturii aerului la ieșirea din preîncălzitor, t^a_L, și al temperaturii gazelor de ardere la intrare, t^e_G, se întocmește prin aproximații succesive. Cu ajutorul aceluiași subprogram se determină și conținutul de CO_2 și H_2O în gazele de ardere la intrare în preîncălzitor (x^e_C, x^e_W), precum și debitele de aer la ieșire (m^a_L) și de gaze de ardere la intrare (m^e_G) avînd în vedere pătrunderea de aer fals (Δn).

are caracter diferit. În plus, LUVOR cuprinde toate tipurile constructive de preîncălzitoare de aer recuperative (tubulare, Kablitz, cu țevi), existînd formule diferite pentru determinarea coeficientului de transmitere a căldurii.

— ECO (t^a_G, t^e_W, x^a_C, x^a_W, m^a_G) — economizoare. Subprogramul este conceput din punct de vedere structural ca și LUVOR. Coeficientul de trecere a căldurii de la peretele țevii la apă este considerat a fi infinit de mare în raport cu coeficientul de trecere a căldurii de la gazele de ardere la țevi, motiv pentru care primul nu se ia în considerare la calculul coeficientului global de schimb termic. La economizoarele nefierbătoare apare un mesaj de eroare în cazul în care t^a_W depășește temperatura de saturație.

— GKYPA (t^a_G, t^e_D, x^a_C, x^a_W, m^a_G, m_D, (t^a_D)) — supraîncălzitoare convective. Structura generală a subprogramului este asemănătoare cu cea a subprogramelor expuse mai înainte. În cazul treptelor finale de supraîncălzitoare convective la care temperatura aburului la ieșire este cunoscută (impusă), subprogramul ține seama de o reglare a debitului de apă de injecție necesar.

— PAR (t^e_G, t^e_D, x^e_C, x^e_W, m^e_G, m_D) — paravane. Calculul bilanțului termic în paravane urmează calculului focarului, deci sînt cunoscute caracteristicile gazelor de ardere la intrarea în paravane. În cadrul calculului paravanelor se iau în considerare și suprafețele de schimb de căldură care ecranează canalul de gaze de ardere în dreptul acestei zone. Subprogramul a fost alcătuit presupunîndu-se că debitul de gaze de ardere este uniform repartizat prin toate canalele și că temperatura peretelui este impusă de temperatura peretelui paravanelor.

— DELY (t^a_L, m_W, m_D, t^e_W, t^e_D, x_C, x_W) — focar. În calculul focarului s-a adoptat ca ipoteză

	SCHACK	ALFC	ALFB	ALFR	ALFU	CONVA	ISW	SW	CDT	DVS	TPH	TPHW	ENI	ENA	TAS
LUVOR		X	X	X		X	X	X							
LUVOLJ							X		X	X					
ECO			X			X	X					X		X	X
GKYPA			X	X	X		X				X		X		
PAR		X		X	X		X	X			X		X		X
DELY	X				X		X		X	X			X		

Fig. 3. Apelarea subprogramelor de nivel 1, 2 și 3 în subprograme de nivel 4.

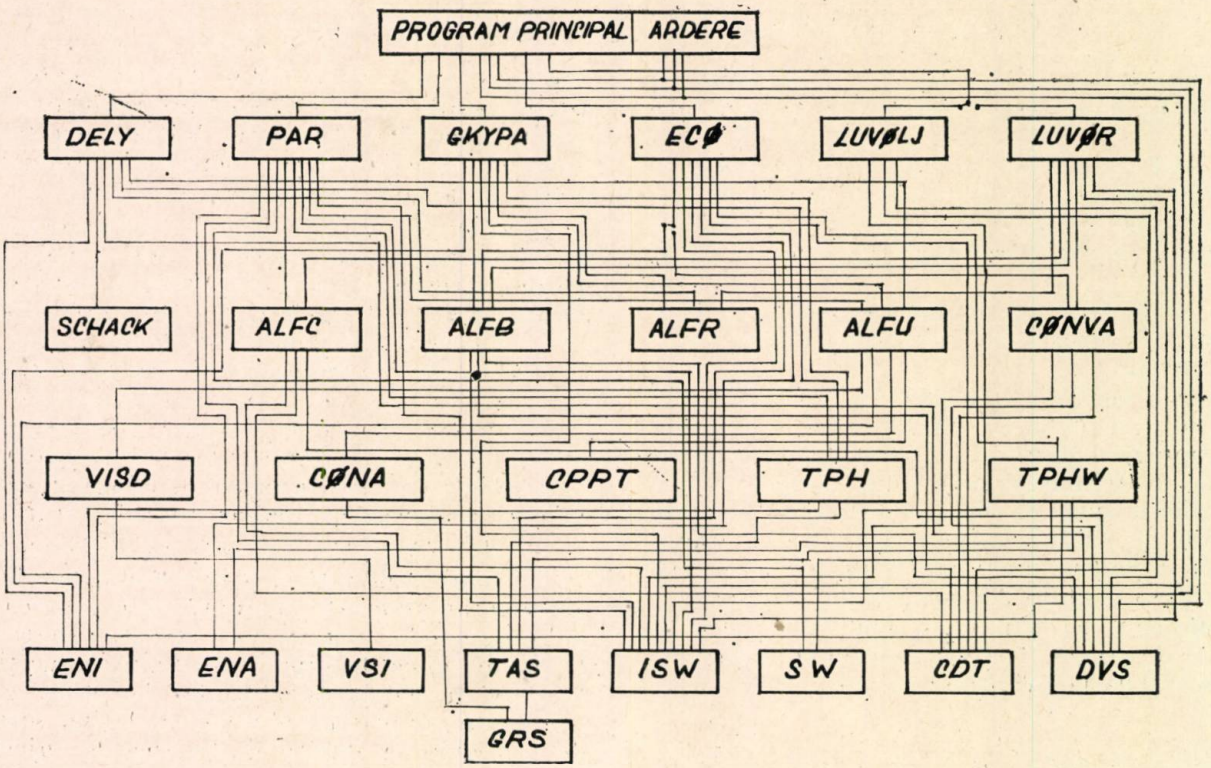


Fig. 4. Schema generală de legătură a subprogramelor.

existența unei suprafețe supraîncălzitoare prin radiație.

Toate programele prezentate sînt de tipul SUBROUTINE și apelează subprogramele de nivel inferior în modul arătat în figura 3.

Schema generală de legătură a subpogramelor prezentate este ilustrată de figura 4.

Concluzii

Subprogramele prezentate, traduse în limbaj FORTRAN, au fost testate pe calculatorul IRIS — 50 pentru cazanul de abur PK — 38 din CTE Paroșeni. Datele constructive necesare calculului termic au fost grupate în blocuri COMMON și introduse prin BLOCK DATA. Datele referitoare la regimul cazanului cît și la calitatea combustibilului folosit au fost introduse prin citire de pe cartele.

Folosind aceeași calitate de cărbune, dar exprimînd caracteristicile energetice, o dată prin analiza elementară, apoi prin analiza tehnică, s-au obținut rezultate ale calculului arderii care diferă în limita de $\pm$ 1%.

La calculul temperaturii gazelor în secțiunea de ieșire a focarului, s-a evidențiat importanța

valorii lungimii flacării, element mai dificil de determinat prin calcul, îndeosebi la arderea cărbunelui. Față de [11], modelul aplicat a condus la o temperatură a gazelor mai coborîtă cu 60 K.

Rezultatele obținute prin aplicarea subprogramelor pentru calculul schimbului de căldură în suprafețele convective se abat cu ± 3% față de [11]. Calculul preîncălzitorului de aer regenerativ de la cazanul de abur TGM-84 cu LUVOLJ a condus la rezultate care se abat cu 8% față de cele de proiect.

Timpul de rulare pentru o variantă este dependent de tipul constructiv al cazanului de abur. Pentru cazanul PK — 38 din CTE Paroșeni, o variantă a necesitat un timp de rulare de 1 min, exceptînd timpul necesar compilării și prelucrării de EDITORUL DE LEGĂTURI.

Notații

y — cantitatea de aer sau gaze de ardere, Nm^3/kg (Nm^3/Nm^3)
γ_K — participația masică a componentului K în combustibil, kg/kg
H_u — puterea calorifică inferioară, kJ/kg
n — coeficientul de exces de aer
t — temperatura, °C
λ — conductivitatea termică, kW/mK
η — viscozitatea dinamică, Pa s
c_p — căldura specifică, kJ/kg K
Φ — fluxul masic, kg/m^2s
d — diametrul, m
L — lungimea, m
p — presiunea, Pa
h — entalpia, kJ/kg
S — grosimea stratului radiant, m
A — coeficientul de absorbție
ε — coeficientul de emisie
x_i — concentratia gazului, kg/kg
m — debitul de fluid, kg/s
k — coeficientul global de schimb termic, kW/m^2K
α — coeficientul de trecere a căldurii, kW/m^2K

Indici

W — apă
D — abur
G — gaz
L — aer
T — uscat
C — carbon
H — hidrogen
N — azot
O — oxigen
W — apă (umiditate)
A — cenușă
e — intrare
a — ieșire
1 — interior
2 — exterior
WD — perete
m — mediu
$\perp$ — perpendicular
$\parallel$ — paralel

Bibliografie

[1] Bolma, I., Bucur, G., Chercea, G. și Frăsineanu, G. *Sudii și cercetări pentru elaborarea unui program de calcul pentru calculul termic al cazanelor de abur. Studiu pentru întocmirea metodologiei de calcul.* ICEMENERG, 1975.

[2] Bolma, I., Bucur, G., Chercea, G., Frăsineanu, G. și Schuman, C. *Studii și cercetări pentru elaborarea unui program de calcul pentru calculul termic al cazanelor de abur. Întocmirea programului de calcul.* ICEMENERG, 1976.

[3] Boie, W. *Vom Brennstoff zum Rauchgas.* Verlag B. Teubner, Leipzig, 1957

[4] Netz, H. *Betriebstaschenbuch. Wärme.* Verlag Resch, München, 1974.

[5] Boie, W. *Verbesserung der vereinfachten Verbrennungsrechnung durch neue Brennstoffkenngrössen.* In: BWK, nr. 3, 1964.

[6] Popa, T. *Un model de calcul pentru schimbul de căldură în focarul unui cazan de abur.* In: Energetica, nr. 8—9, 1974.

[7] Schumacher, A. și Waldmann, H. *Wärme- und Strömungstechnik im Dampferzeugerbau.* Vulkan-Verlag, Essen, 1972.

[8] Waldmann, H. și Huschauer, H. *VDI-Bericht nr. 211 über die Tagung Verbrennung und Feuerungen,* 1973.

[9] Hottel, H. C. și Sarofim, A. F. *Radiative Transfer.* Mc Graw-Hill Book, New York, 1967.

[10] x x x VDI-*Wärmeatlas* — 2. Auflage. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1974.

[11] x x x *Teplovoi rașcet kotelnih agregatov* — 2. Izdanie Energhiia, Moscova, 1973.

[12] Illies, K. *Schiffskessel Band III: Berechnung.* Verlag Vieweg, Braunschweig, 1962.

[13] Mc Clintock, R. B. și Silvestri, C. I. *Formulation and iterative procedures for the calculations of properties of steam.* ASME, 1969.

[14] Hotes, H. *Wasserdampftafel der Allgemeinen Elektricitäts-Gesellschaft.* Verlag R. Oldenbourg, München, 1960.

(Articol intrat în redacție la 25 august 1976)

Contribuții la studiul dinamicii morilor cu ciocane

Ing. **L. Mihăescu**
și ing. **T. Mihăescu***)

Perioada actuală a dezvoltării energeticii mondiale este caracterizată prin realizarea unor cazane de abur de debite mari și foarte mari. La proiectarea și exploatarea acestor agregate au apărut probleme legate nu de regimurile stabilizate, ci de remurile tranzitorii.

Dacă în cunoașterea stărilor stabilizate teoria oferă o serie întreagă de relații ce se apropie de rezultatele experimentale, cercetările pentru regimurile tranzitorii nu au ajuns încă la rezultate satisfăcătoare.

Principalul factor care influențează capacitatea de reglare a unui cazan care arde praf de cărbune este circuitul de măcinare. Comportarea cazanului, în principal, este caracterizată de cantitatea de căldură degajată de focar, căldură dată de relația :

$$Q = B_1 \cdot Q_i \cdot \eta_a \text{ [kcal/h]}, \qquad (1)$$

în care

B_1 este cantitatea de praf de cărbune livrată de circuitul de măcinare, kg/h ;

Q_i — puterea calorifică inferioară a combustibilului în starea de la ieșirea din moară, kcal/kg ;

η_a — randamentul (eficiența) arderii. η_a este funcție de finețea de măcinare (caracterizată prin R_{90}), cîmpul termic din focar, excesul de aer, ținîndu-se seama și de raportul dintre aerul primar și secundar. Din punct de vedere numai al morii, randamentul arderii va depinde numai de finețea de măcinare (ecuația 2).

$$\eta_a = f(R_{90}). \qquad (2)$$

Orice variație a calității și cantității de cărbune la intrarea în moară va duce la o funcționare diferită a cazanului. Cum însă instalația de preparare a prafului de cărbune atenuează într-un fel aceste fluctuații și avînd în vedere și timpul de răspuns al instalației de măcinare, reiese marea importanță a studiului dinamicii morilor de cărbune.

*) Ing. Lucian Mihăescu este asistent la Catedra de cazane și turbine, Institutul politehnic București ; ing. Teodor Mihăescu este inginer la Întreprinderea „Vulcan".

1. Calculul morilor în regim stabil

În literatura de specialitate, calculul morilor cu ciocane în regim stabil este prezentat atît sub forma unor relații de calcul, cît și a unor nomograme [1], [3], [4].

Relația care dă debitul de cărbune măcinat pentru o instalație echipată cu separator centrifugal este :

$$B = \frac{1{,}4 \cdot u^3 \cdot L_r \cdot m_{VTI} \cdot K_{V1} \cdot K_{V2} \cdot K_u \, (1{,}43\, N_i^* - 1)^{0{,}75} \cdot K_z}{10^5 \cdot K_c \left(\ln \frac{100}{R_{90}}\right)^{0{,}6} \left(1 + \frac{0{,}5\, D_c}{W_s}\right)^{1{,}5}} \text{ [t/h]} \qquad (3)$$

în care

D_r este diametrul rotorului , m ;

L_r — lungimea rotorului, m ;

n — turația rotorului, rot/min ;

K_{V1} — coeficient ce caracterizează influența umidității asupra coeficientului de măcinabilitate m_{VTI} ;

K_{V2} — coeficient ce caracterizează variația greutății specifice cu umiditatea ;

K_u — coeficient ce ține seama de procesul de uzură, $K_u \simeq 0{,}85 \div 0{,}9$;

K_c — coeficient de corelație a debitului măcinat în funcție de finețea cărbunelui la intrare, caracterizată prin R_5 ;

$$K_c = 1{,}67 - 0{,}104 \ln \frac{100}{R_5} \qquad (4)$$

m_{VTI} — coeficient de măcinabilitate, determinat după metoda VTI.

W_s — viteza prin moară, m/s ;

K_z — coeficient ce ține seamă de numărul de ciocane ;

D_c — diametrul separatorului, m ;

N — puterea efectivă a morii, kW

N^* — puterea nominală a morii, kW ;

$$N^* = 1{,}25 \cdot 10^{-6} D_r^{3,4} \cdot n^{2,4} L_r \left(0{,}52 \frac{z}{z_0} + 0{,}48\right) \text{[kW]}, \qquad (5)$$

în care z este numărul efectiv de ciocane de pe rotor, iar z_0 este numărul total de ciocane instalate pe rotor.

$$K_{V1} = \sqrt{\frac{K^2 - W_m^2}{K^2 - W_h^2}} \qquad (6)$$

$$K_{V2} = \frac{100 - W_m}{100 - W_t^i} \qquad (7)$$

unde

K este constanta cărbunelui, $K = 4 + 1{,}06\,W_t^i$;
W_h — umiditatea higroscopică;
W_m — umiditatea medie din moară;
W_t^i — umiditatea cărbunelui la masa inițială (totală).

$$W_m = \frac{W_m^* + 6W_p}{7} \qquad (8)$$

W_p este umiditatea cărbunelui la ieșirea din moară.

$$W_m^* = \frac{W_t^i(100 - W_p) - 100(W_t^i - W_p)(a + b - ab)}{(100 - W_p) - (W_t^i - W_p)(a + b - ab)} \qquad (8')$$

în care a este o constantă ce caracterizează cantitatea de apă evaporată în prima treaptă a morii, $a = 0{,}4 \div 0{,}6$; $b = 1 - a$.

Nomogramele prezentate în fig. 1 și 2 permit un calcul rapid al acestor tipuri de mori. Punctele de la *1* la *18* din nomograma prezentată în figura 2 caracterizează mori cu dimensiunile geometrice din tabelul 1.

Caracteristicile de ventilație ale morilor nu au fost prezentate în articolul de față deoarece nu vor fi analizate în studiul dinamicii procesului de măcinare.

2. Moara ca element dinamic

Condițiile dinamice ale unui circuit de preparare a prafului de cărbune impun menține-

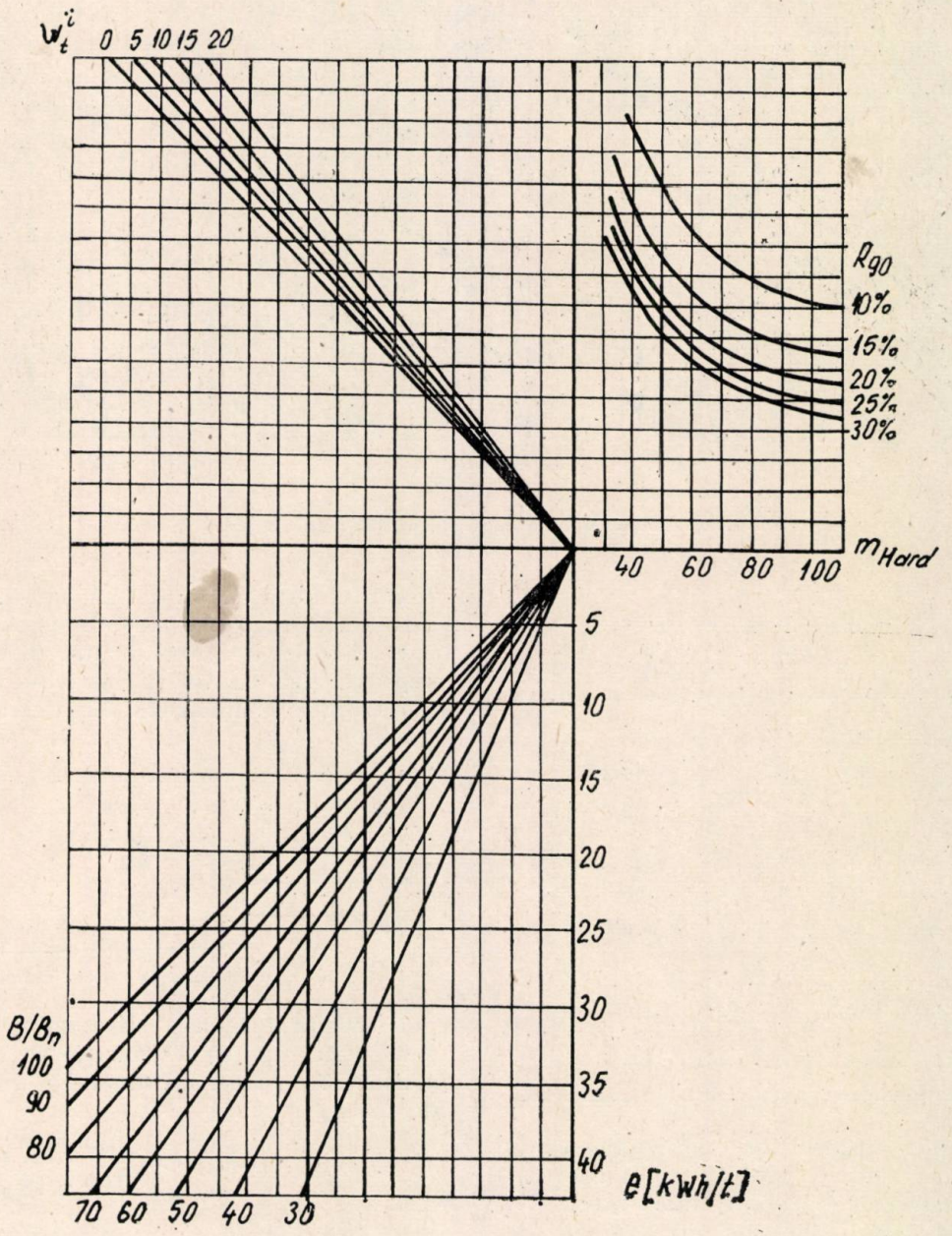


Fig. 1. Nomogramă de calcul pentru morile rapide.

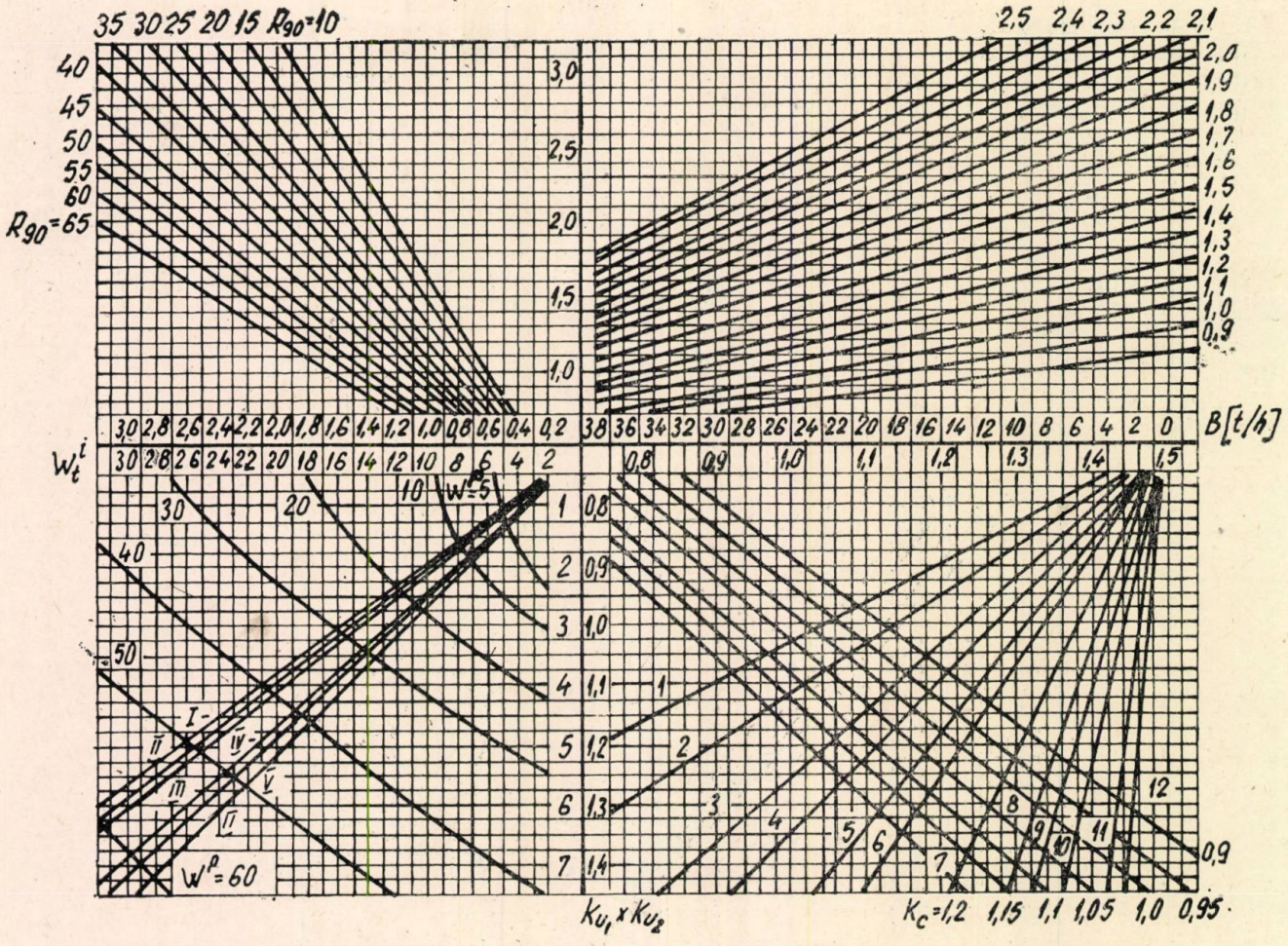


Fig. 2. Nomogramă de calcul pentru morile rapide.

Tabelul 1

Nr. crt.	D_r m	L_r m	n rot/min	Nr. crt.	D_r m	L_r m	n rot/min
1	1,5	3,23	735	10	1	0,71	980
2	1,5	2,51	735	11	1	0,47	980
3	1,5	1,91	735	12	1	0,35	980
4	1,5	1,67	735	13	2,6	3,36	590
5	1,5	2,03	735	14	2,6	2,55	590
6	1,5	1,19	735	15	2	2,59	730
7	1,3	1,31	735	16	2	2,2	735
8	1,3	0,95	735	17	2,59	2,59	590
9	1	0,958	980	18	1,66	2,03	735

rea finetii de măcinare în limitele uzuale cerute de procesul de ardere, existența unui timp de răspuns cît mai scurt, precum și fiabilitatea.

Pentru deducerea funcțiilor de transfer ce caracterizează comportarea morii, aceasta va fi considerată ca un sistem închis. Mărimile de intrare și de ieșire sînt indicate în figura 3.

Cantitatea de cărbune din moară B_m urmărește variația cantității de cărbune la intrarea în moară B_0, precum și variația debitului de agent purtător V_0.

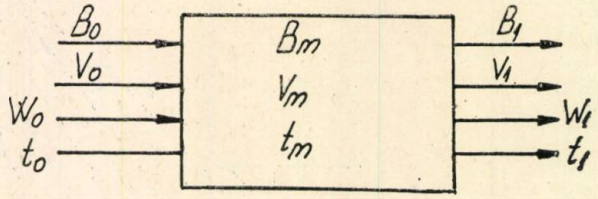


Fig. 3. Moara ca sistem dinamic.

Un regim stabilizat este caracterizat prin două ecuații de bilanț. O ecuație ce va caracteriza conservarea masei cărbunelui și una a agentului de uscare [1]:

$$B_0 = B_1 + \Delta W = B_1 \frac{100 - W_1}{100 - W_0} \text{ [kg/h]} \quad (9)$$

$$V_1 = V_0 \frac{T_1}{T_0} \frac{p_0}{p_1} + v\,\Delta W\,B_0 \text{ [m}^3\text{/h]} \quad (10)$$

Așa cum s-a arătat în figura 3, mărimile notate cu zero reprezintă starea acestora la intrarea în moară, iar cele notate cu 1, la ieșirea din moară. S-au mai făcut notațiile:

ΔW — variația umidității cărbunelui între intrarea și ieșirea din moară:

$$\Delta W = W_0 - W_1 \ [\%], \tag{11}$$

în care

V este volumul de agent de uscare, m^3/h;
T — temperatura agentului de uscare și transport, °K;
p — presiunea agentului de transport, ata;
v — volumul specific al apei la temperatura și presiunea la ieșirea din moară, m^3/kg.

Pentru deducerea funcțiilor de transfer ale morii, sistemul de ecuații (9), (10) va trebui completat și cu o ecuație de bilanț termic pe moară:

$$Q = Q_{B0} - Q_{B1} + Q_{V0} - Q_{V1} - Q_z - Q_W + Q_e, \tag{12}$$

în care

Q_{B0} este căldura sensibilă a cărbunelui la intrarea în moară;
Q_{B1} — căldura prafului de cărbune la ieșirea din moară;
Q_{V0} — căldura (entalpia) agentului de uscare la intrarea în moară;
Q_{V1} — căldura (entalpia) agentului de uscare la ieșirea din moară;
Q_z — căldura acumulată de instalația de măcinare; Q_z cuprinde și căldura schimbată cu exteriorul;
Q_W — căldura necesară evaporării apei din cărbune la variația umidității de la W_0 la W_1.
Q_e — căldura degajată în moară datorită lucrului mecanic efectuat.

Variația în timp a mărimilor din moară (a debitului de cărbune, de agent de uscare și a umidității), în funcție de variația mărimilor de intrare și ieșire va fi:

$$\frac{d}{d\tau}(B_m) + \frac{d}{d\tau}(V_m \gamma_m) + B_0 \frac{d}{d\tau}(W_m) = (B_0 - B_1) + \\ + [V_0 \gamma_0 - (V_1 \gamma_1 + \Delta W \cdot B_0)] \tag{13}$$

Cu indicele m s-a notat starea parametrilor în moară, iar γ reprezintă greutatea specifică a agentului de uscare și transport.

Utilizarea relației (13) în ecuația bilanțului termic va conduce la următoarea expresie:

$$Q_{B0} - Q_{B1} + Q_{V0} - Q_{V1} - Q_z - Q_w + Q_e = \\ = \left(c_c \bar{t}_m \frac{dB_m}{d\tau} + c_c \bar{B}_m \frac{dt_m}{d\tau} \right) + \left(\bar{B}_m r \frac{dW_m}{d\tau} + \right. \\ \left. + c_v V_m \bar{t}_m \frac{d\gamma_m}{d\tau} + c_v V_m \bar{\gamma}_m \frac{dt_m}{d\tau} \right) \tag{14}$$

S-a neglijat variația în timp a căldurii Q_z și Q_e.
În relația (14), s-au folosit următoarele notații:

c_c — căldura specifică a cărbunelui;
c_v — căldura specifică a fluidului de lucru;
r — căldura de vaporizare a apei;
t_m — temperatura amestecului bifazic din moară;
V_m — volumul mediului de uscare și transport din moară;
W_m — umiditatea în moară a cărbunelui;
γ_m — greutatea specifică a agentului de uscare și transport din moară. Cu semnul barat (—) s-au notat valorile medii din moară într-o stare stabilizată.

În stare de echilibru (stabilizată), termenul al doilea al ecuației (14) devine egal cu zero [1], [4]. Pentru un astfel de regim, prin scrierea sub o altă formă a termenilor din membrul stîng va rezulta (vezi ecuația 13):

$$(B_0 c_{c_0} t_{c_0} - B_1 c_{c_1} t_{c_1}) + (V_0 c_{v_0} t_0 - V_1 c_{v_1} t_1) - \\ - B_0 \frac{W_0 - W_1}{100 - W_1} (q + r) + 0{,}86 B_0 e_f + Q_z = 0 \tag{15}$$

cu q s-a notat căldura necesară încălzirii apei de la temperatura t_0 la t_1. Termenul q va apărea dezvoltat în relația (19).

e_f reprezintă energia specifică de măcinare.
În continuare, mărimile medii din moară vor fi definite ca medie aritmetică între mărimile de intrare și de ieșire din moară [1], [2], [4].

$$t_m = \bar{t}_m = \frac{t_0 + t_1}{2} \tag{16}$$

$$W_m = \bar{W}_m = \frac{W_0 + W_1}{2} \tag{17}$$

Introducînd aceste relații în ecuația (14) și diferențiind-o, se va obține:

$$\Delta B_0 - \Delta B_1 + \bar{\gamma}_0 \Delta V_0 + \bar{V}_0 \Delta \gamma_0 - \bar{\gamma}_1 \Delta V_1 - \\ - \bar{V}_1 \Delta \gamma_1 - \frac{\bar{W}_0 - \bar{W}_0}{100 - \bar{W}_1} \Delta B_0 - B_0 \frac{\Delta W_0 - \Delta W_1}{100 - \Delta W_1} = \tag{18}$$
$$= \frac{d}{d\tau}(\Delta B_m) + V_m \frac{d}{d\tau}(\Delta \gamma_m) + B_0 \frac{d}{d\tau}(\Delta W_m).$$

Dacă în ecuația (18) se înlocuiesc termenii în funcție de relațiile (9), (10), (14) și (15), se va obține :

$$c_{c_0}\bar{t}_{c_0}\Delta B_0 + c_{c_0}\bar{B}_0\Delta t_{c_0} - c_{c_1}\bar{t}_{c_1}\Delta B_1 - c_{c_1}\bar{B}_1\Delta t_{c_1} +$$

$$+ c_{v_0}\bar{t}_0\Delta V_0 + c_{v_0}\bar{V}_0\Delta t_0 - c_{v_1}t_1\Delta V_1 - c_{v_2}\bar{V}_1\Delta t_1 -$$

$$- \frac{\bar{W}_0 - \bar{W}_1}{100 - \bar{W}_1}[(\bar{c}_{W_1}\bar{t}_1 - \bar{c}_{W_0}\bar{t}_0)\Delta B_0 + \bar{B}_0(\bar{c}_{W_0}\Delta t_1 -$$

$$- \bar{c}_{W_1}\Delta t_0)] - \bar{B}_0(\bar{c}_{W_1}\bar{t}_1 - \bar{c}_{W_0}\bar{t}_0)\Delta\left(\frac{W_0 - W_1}{100 - W_1}\right) +$$

$$+ 0{,}86\,\varepsilon_f\Delta B_0 = \bar{B}_m c_c \frac{d}{d\tau}\left(\frac{\Delta t_0 + \Delta t_1}{2}\right) +$$

$$+ c_c\overline{\frac{t_0 + t_1}{2}}\frac{d}{d\tau}(\Delta B_m) + \overline{B_m(c_W t_1 - c_{W_0}t_0)}$$

$$\cdot\frac{d}{d\tau}\left(\frac{\Delta W_0 - \Delta W_1}{2}\right) + \overline{V_m c_v}\frac{d}{d\tau}\left(\frac{\Delta t_0 + \Delta t_1}{2}\right) +$$

$$+ c_v\overline{\frac{t_0 + t_1}{2}}\frac{d}{d\tau}(V_m) \qquad (19)$$

3. Analiza comportării morii în regim dinamic

Pornindu-se de la relația (19), se pot obține variațiile diferitelor mărimi de ieșire în funcție de variația acestora la intrarea în circuitul de măcinare. Acest lucru este ilustrat prin ecuația [4] :

$$X_e(s) = Y(s)\cdot X_i(s) \qquad (20)$$

în care

X_i este funcția de intrare ;
X_e — funcția de ieșire ;
Y — funcția de transfer a sistemului ;
s — variabila complexă ce se obține prin transformarea Laplace a variabilei scalare de timp τ.

În continuare s-a studiat variația debitului de cărbune B_1 la ieșirea din moară în funcție de variația debitului B_0 la intrarea în moară. Pentru acest lucru, în ecuația (19), s-a considerat ca singure variabile doar B_0, B_1 și indirect și B_m (cantitatea de cărbune din moară).

$$\Delta B_0\left[c_{c_0}\bar{t}_{c_0} - \frac{\bar{W}_0 - \bar{W}_1}{100 - \bar{W}_1}(\bar{c}_{W_1}\bar{t}_1 - \bar{c}_{W_0}\bar{t}_0) + 0{,}86\,e_f\right] -$$

$$- c_{c_1}\bar{t}_{c_1}\Delta B_1 = c_c\frac{t_0 + t_1}{2}\frac{d}{d\tau}(\Delta B_m)$$

V. Cerny, în lucrarea [1], pentru debitul de cărbune din moară B_m indică următoarea relație :

$$B_m = C_1 C_2\frac{100 - W_0}{100 - W_1}B_1, \qquad (22)$$

în care constantele C_1 și C_2 au următoarele exprimări :

$$C_1 = \frac{3600\cdot D_r\cdot L_r}{1{,}715\sqrt{K}\,(K^2 - W_p^2)^{-0{,}5}} \qquad (23)$$

$$C_2 = \frac{R_5^{0{,}12}\left(V_0 + B_0\Delta W\dfrac{W_0 - W_1}{100 - W_1}\right)^{-1{,}2}}{\sqrt{K^2 - \left(\dfrac{W_0 - W_1}{2}\right)^2\cdot\dfrac{100 - 0{,}5\,(W_0 + W_1)}{100 - W_1}}} \qquad (24)$$

Semnificația notațiilor corespunde expresiilor matematice de la paragraful 2.

Pentru calculele ulterioare, relația (22) a fost pusă sub forma :

$$B_m = KB_1\left(V_0 + \Delta VB_0\frac{W_0 - W_1}{100 - W_1}\right)^{-1{,}2} \qquad (25)$$

Derivata în funcție de timp va fi :

$$\frac{d}{d\tau}(\Delta B_m) = K\frac{dB_1}{d\tau}\left(\bar{V}_0 + \bar{B}_0\overline{\Delta W}\frac{\bar{W}_0 - \bar{W}_1}{100 - \bar{W}_1}\right)^{1{,}2} -$$

$$-1{,}2\,KB_1\left(\bar{V}_0 + \bar{B}_0\Delta W\cdot\frac{\bar{W}_0 - \bar{W}_1}{100 - \bar{W}_1}\right)^{-2{,}2}\cdot \qquad (26)$$

$$\cdot\Delta W\frac{\bar{W}_0 - \bar{W}_1}{100 - \bar{W}_1}\frac{d}{d\tau}(\Delta B_0)$$

Înlocuind relația (26) în (21), se obține :

$$\Delta B_0\left[c_{c_0}\bar{t}_{c_0} - \frac{\bar{W}_0 - \bar{W}_1}{100 - \bar{W}_1}(\bar{c}_{W_1}\bar{t}_1 - \bar{c}_{W_0}\bar{t}_0) + 0{,}86\,e_f\right] +$$

$$+ c_c\frac{t_0 + t_1}{2}\left[1{,}2\,K\bar{B}_1\left(\bar{V}_0 + \bar{B}_0\overline{\Delta W}\cdot\right.\right. \qquad (27)$$

$$\left.\left.\cdot\frac{\bar{W}_0 - \bar{W}_1}{100 - \bar{W}_1}\right)^{-2{,}2}\overline{\Delta W}\frac{\bar{W}_0 - \bar{W}_1}{100 - \bar{W}_1}\right]\frac{d}{d\tau}(\Delta B_0) = c_{c_1}\bar{t}_{c_1}\Delta B_1 +$$

$$+ c_c\frac{t_0 + t_1}{2}\left[\bar{V}_0 + \bar{B}_0\overline{\Delta W}\frac{\bar{W}_0 - \bar{W}_1}{100 - \bar{W}_1}\right]^{-1{,}2}\frac{d}{d\tau}(\Delta B_1)$$

Pentru simplificare, se vor face următoarele notații :

$$A_0 = c_{c_0}\,\bar{t}_{c_0} - \frac{\overline{W}_0 - \overline{W}_1}{100 - \overline{W}_1}(\bar{c}_{W_1}\bar{t}_1 - \bar{c}_{W_0}\bar{t}_0) + 0{,}86\,e_f \quad (28)$$

$$A_1 = \left[1{,}2\,KB_1\left(\bar{V}_0 + \right.\right.$$

$$\left.\left. + \bar{B}_0\,\overline{\Delta W}\,\frac{\overline{W}_0 - \overline{W}_1}{100 - \overline{W}_1}\right)^{-2{,}2}\overline{\Delta W}\,\frac{\overline{W}_0 - \overline{W}_1}{100 - \overline{W}_1}\right] c_c\,\frac{t_0 + t_1}{2} \quad (29)$$

$$D_0 = c_{c_1}\,\bar{t}_{c_1} \quad (30)$$

$$D_1 = c_c\,\frac{t_0 + t_1}{2}\left[\bar{V}_0 + \bar{B}_0\,\overline{\Delta W}\,\frac{\overline{W}_0 - \overline{W}_1}{100 - \overline{W}_1}\right]^{-1{,}2} \quad (31)$$

Cu aceste notații, ecuația (27) se va scrie sub următoarea formă :

$$A_0\,\Delta B_0 + A_1\frac{d}{d\tau}(\Delta B_0) = D_0\,\Delta B_1 + D_1\frac{d}{d\tau}(\Delta B_1) \quad (32)$$

Transformata Laplace a ecuației (32) va fi :

$$\Delta B_0\,(A_0 + A_1 \cdot s) = \Delta B_1\,(D_0 + D_1\,s). \quad (33)$$

Funcția de transfer va fi :

$$Y(s) = \frac{\Delta B_1}{\Delta B_0} = \frac{A_0 + A_1 \cdot s}{B_0 + B_1 \cdot s} \quad (34)$$

În continuare, se va putea determina răspunsul dinamic al morii la variația debitului la intrare. Astfel, factorul total de amplificare în regim staționar K va fi :

$$K = \frac{A_0}{D_0} = \frac{c_{c_0}\,\bar{t}_{c_0} - \dfrac{\overline{W}_0 - \overline{W}_1}{100 - \overline{W}_1}(\bar{c}_{W_1}\bar{t}_1 - \bar{c}_{W_0}\bar{t}_0) + 0{,}86\,e_f}{c_{c_1}\,\bar{t}_{c_1}} \quad (35)$$

Constanta de timp (timpul de răspuns) va fi :

$$T = \frac{D_1}{D_0} = \frac{c_c(t_0 + t_1)}{2c_{c_1}\,\bar{t}_{c_1}}\left(\bar{V}_0 + \bar{B}_0\,\overline{\Delta W}\,\frac{\overline{W}_0 - \overline{W}_1}{100 - \overline{W}_1}\right)^{-1{,}2}. \quad (36)$$

Pentru exploatarea curentă a cazanului, o importanță deosebită capătă răspunsul morii la variația debitului la intrare sub formă de treaptă unitară. Funcția obținută se numește „funcție indicială".

Matematic, acest lucru înseamnă o variație unitară egală cu 1.

$$\Delta b\,(\tau) = 1 \quad (37)$$

sau :

$$\Delta b(s) = \frac{1}{s} \quad (38)$$

Variația unitară la ieșirea din moară va fi :

$$\Delta b_1\,(s) = \frac{1}{s}\left[\frac{A_1 \cdot s + A_0}{D_1 \cdot s + D_0}\right] \quad (39)$$

Exprimarea în funcție de variabila timp va fi :

$$\Delta b_1(s) = \mathfrak{L}^{-1}\left[\frac{\dfrac{A_0}{D_0}}{s} + \frac{\dfrac{A_1 D_0 - A_0 D_1}{D_0}}{D_1 \cdot s + D_0}\right]$$

Cu $\mathfrak{L}^{-1}$ s-a notat inversa transformatei Laplace.

$$\Delta b_1(\tau) = \left[\frac{A_0}{D_0} + \frac{A_1 D_0 - A_0 D_1}{D_0 D_1}\,e^{-\frac{D_0}{D_1}\tau}\right] \quad (40)$$

Forma funcției indiciale permite să se stabilească caracteristica morii la variația debitului la intrare.

Concluzii

Studiul prezentat nu a fost făcut decît avîndu-se în vedere variația debitului de cărbune. Analiza variației altor parametri, ca umiditatea cărbunelui la intrarea în moară, temperatura fluidului de uscare din moară, sau presiunea de transport, se va face după ecuații similare. Este evident că procesul real de exploatare a morii presupune combinarea acestor elemente (spre exemplu corelarea debitului de cărbune cu cantitatea fluidului de lucru).

Bibliografie

[1] Cerny, V. *Măcinarea și uscarea cărbunilor.* Praga, 1969.

[2] Mihăescu, L. ș.a. *Studii privind măcinarea șisturilor bituminoase în mori-ventilator.* În : Energetica 23, nr. 3, 1975.

[3] Mihăescu, L. și Mihăescu, T. *Asupra funcționării morilor cu ciocane la măcinarea lignitilor ; implicații asupra morilor DGS.* Sesiunea de comunicări științifice, Institutul politehnic București, 1975.

[4] Mihăescu, L. și Mihăescu, T. *Finețea de măcinare și dinamica morilor cu ciocane DGS.* Sesiunea de comunicări științifice, Institutul politehnic București, 1976.

[5] Mihăescu, L., Casaș, B. și Mihăescu, T. *Funcționarea morilor cu ciocane la măcinarea lignitilor. Aplicații asupra morilor de la CTE Doicești.* În : Energetica, 24, nr. 9, 1976.

[6] Mihăescu, L. și Mihăescu, T. *Metode rapide pentru calculul morilor cu ciocane și ventilator ; contribuții la determinarea capacității de uscare a cărbunilor.* Lucrare în curs de publicare în rev. Energetica, 1977.

(Articol intrat în redacție la 24 iunie 1976)

Metodologie și program de calcul al variației frecvenței sistemului energetic în cazul unor avarii cu deficit de putere

Ing. I. Chenzbraun *)

Considerații generale

Descărcarea automată a sarcinii la scăderea frecvenței (DASf) constituie automatizarea de sistem cea mai larg folosită, fiind de fapt singura metodă eficientă — verificată — de evitare a ieșirii totale din funcțiune a unui sistem energetic în cazul unor avarii cu deficit de putere.

Există o mare varietate de moduri de organizare a DASf și de metodologii de calcul al parametrilor acestei automatizări.

În sistemul nostru energetic, în care DASf este organizată de aproximativ 15 ani, metodologiile de calcul folosite pentru alegerea volumului tranșelor de descărcare automată și a parametrilor acestora au evoluat în timp (ca și în alte sisteme energetice) în corelare cu dezvoltarea sistemului energetic însuși, a structurii și dotării sale tehnice.

Organizarea prezentă a DASf în sistemul nostru energetic, introdusă în 1975, are o mai mare elasticitate și selectivitate și este bazată pe o metodologie originală de alegere a volumului și parametrilor tranșelor de descărcare automată.

Această metodologie, care presupune pentru realizarea selectivității și elasticității un mare volum de calcul, a putut fi aplicată cu ajutorul unui program de calcul, atît metodologia cît și programul de calcul fiind concepute și aplicate în cadrul Dispecerului Energetic Național.

Odată cu trecerea la noua organizare a DASf în sistemul nostru s-a pus și problema determinării prin calcul a evoluției fenomenelor în timpul unor avarii cu deficit de putere în condițiile acționării tranșelor de descărcare. O asemenea determinare este de o importanță deosebită. Într-adevăr, cunoscînd cantitativ evoluția fenomenelor, se poate aprecia eficiența soluțiilor adoptate și se pot prevedea automatizări suplimentare care să intervină în anumite momente ale unei avarii influențînd desfășurarea acesteia.

Determinarea evoluției în timp a frecvenței unui sistem energetic prevăzut cu tranșe de DASf, la avarii, reclamă însă un foarte mare volum de calcule. Acest volum mare rezultă atît din faptul că trebuie analizate un număr mare de avarii (practic toate avariile considerate ca posibile și care determină de fapt volumul și parametrii tranșeelor de DASf), cît și din faptul că modul de variație a frecvenței se modifică după fiecare tranșe de DASf care acționează.

Ținînd seama de aceste elemente, s-a căutat să se elaboreze o metodologie simplificată de calcul (simplificarea referindu-se la adoptarea unor valori medii pentru diverșii parametri ai sistemului dependenți de structura acestuia, valori care se adoptă și în alte sisteme energetice în stabilirea tranșelor de DASf) și care să permită prin folosirea unui calculator cifric efectuarea comodă și rapidă a volumului mare de calcule necesar pentru determinarea evoluției frecvenței într-un număr mare de variante (corespunzînd diverselor avarii posibile).

Principiile acestei metodologii și caracteristicile mai importante ale programului de calcul întocmit pe baza acestei metodologii sînt expuse în cele ce urmează. Trebuie spus de la început că programul de calcul nu constituie numai o traducere într-un limbaj de programare a metodei de calcul adoptate, ci acesta a influențat însăși metodologia care a fost întocmită cu luarea în considerație a posibilităților de folosire a calculatoarelor fără de care determinarea variației frecvenței în multiple variante de avarie ar reprezenta un volum imens de muncă, practic imposibil de realizat.

2. Metodologia și programul de calcul

Relațiile matematice care caracterizează fenomenul de variație a frecvenței în condițiile existenței unui dezechilibru între puterea produsă și cea consumată și care au fost folosite în metodologie sînt următoarele :

— Variația totală teoretică de frecvență Δf_0 care se produce la apariția unui dezechilibru de putere, exprimată în procente din frecvența normală f_N, este :

$$\Delta f_0\ \% = \frac{\Delta P_0\ \%}{K}, \qquad (1)$$

unde

$\Delta P_0\ \%$ este diferența dintre puterea produsă în sistem și puterea consumată în sistem în momentul producerii dezechilibrului, exprimată în procente din puterea consumată nominală a sistemului P_N. (ΔP_0 este negativ în cazul unui deficit de putere și pozitiv în cazul unui excedent).

K — coeficientul care caracterizează variația puterii consumatorilor unui sistem energetic cu frecvența și a cărui valoare depinde evident de natura consumatorilor și structura sistemului ; se determină de regulă prin măsurători.

*) Ing. Iosub Chenzbraun lucrează la Dispecerul energetic național.

Pentru $f_N = 50$ Hz se obține

$$\Delta f_0\,(\text{Hz}) = \frac{\Delta P_0\,\%}{2K}, \qquad (1')$$

unde Δf_0 este diferența între frecvența finală teoretică f_{ft} la care s-ar ajunge ca urmare a dezechilibrului și valoarea inițială (nominală) a frecvenței ($\Delta f_0 = f_{ft} - 50$).

— Variația frecvenței în timp determinată de existența unui dezechilibru de putere are loc după o curbă exponențială ai cărei parametri se modifică însă cu fiecare modificare a dezechilibrului. Ecuația generală a variației frecvenței (f) în funcție de timp (t) se referă deci totdeauna la o porțiune de curbă al cărei punct inițial este cel în care se produce o modificare a puterii produse sau consumate și al cărei punct final este cel în care se produce o nouă modificare de putere; în cazul în care nu se mai produce nici o modificare, curba tinde asimptotic către o valoare finală. Curba de variație a frecvenței este deci, în cazul unor modificări succesive ale puterilor produse sau consumate, constituită dintr-o succesiune de curbe exponențiale, fiecare având ecuația :

$$f = f_{in} + \Delta f\left(1 - e^{-\frac{t}{T_f}}\right) \qquad (2)$$

în care

f este frecvența într-un punct oarecare a curbei;

t — timpul pentru care se determină f și care se măsoară în raport cu momentul inițial al porțiunii respective de curbă;

f_{in} — frecvența în punctul inițial al curbei;

Δf — diferența dintre valoarea finală teoretică către care ar tinde asimptotic frecvența, dacă după modificarea de putere produsă în momentul inițial al curbei nu mai are loc nici o altă modificare de putere, și valoarea inițială a frecvenței ($\Delta f = f_{ft} - f_{in}$);

T_f — constanta de timp a fenomenului;

Δf și T_f sînt parametrii ecuației care, după cum s-a menționat, se modifică cu fiecare modificare a balanței de puteri, determinînd diferențe în alura curbelor.

Din analiza cantitativă a fenomenului de variație a frecvenței rezultă următoarele expresii ale mărimilor Δf și T_f valabile pentru o curbă oarecare din succesiunea de curbe menționate mai sus :

$$\Delta f\,(\text{Hz}) = 50 - f_{in} + \frac{\Delta P_0\,\% + P_{SD}\,\%}{2K\left(1 - \frac{P_{SD}}{P_N}\right)} \qquad (3)$$

$$T_f = \frac{T_{I.N}}{K\left(1 - \frac{P_{SD}}{P_N}\right)}. \qquad (4)$$

În aceste expresii

$T_{I.N}$ este constanta de inerție a întregului sistem determinată în condiții normale de funcționare, cu întreaga putere nominală în funcțiune;

P_{SD} — puterea sarcinii care se deconectează ulterior apariției deficitului ΔP_0 pînă în momentul inițial al curbei respective (inclusiv). $P_{SD}\,\%$ este exprimat în procente din puterea nominală a sistemului P_N.

Expresiile (1), (2), (3) și (4) constituie relațiile fundamentale cu ajutorul cărora se poate calcula variația frecvenței la avarii, unele din ele prelucrîndu-se în continuare în acest scop.

Producerea unei avarii cu deficit de putere într-un sistem energetic avînd puterea nominală P_N, constanta de inerție în condiții normale T_{IN} și coeficientul de variație a sarcinii cu frecvența K cunoscute, constă (din punctul de vedere al calculului ce trebuie efectuat) din apariția bruscă în momentul inițial al fenomenului (cînd frecvența are valoarea nominală 50 Hz) a unui deficit ΔP_0. Din acest moment frecvența începe să scadă după o curbă exponențială cu anumiți parametri, pînă în momentul în care acționează prima tranșe de sacrificiu din cadrul DASf, deconectîndu-se o putere P_{T1}. Din acest moment frecvența variază după o curbă exponențială cu alți parametri (căci s-au modificat T_f și Δf) pînă în momentul acționării tranșei a 2-a cînd se deconectează o nouă putere P_{T2} și deci, modificîndu-se iarăși T_f și Δf, frecvența variază după o altă curbă. Fenomenul continuă în același fel fie pînă la acționarea ultimei tranșe de sacrificiu, după care frecvența variază tinzînd exponențial către o valoare finală, fie pînă la acționarea unei tranșe oarecare, dacă după aceasta curba exponențială tinde către o valoare a frecvenței care este mai mare decît cea a tranșei următoare de sacrificiu.

În ecuația (2) deci, care caracterizează fiecare dintre porțiunile curbei de variație a frecvenței în timp, parametrii variabili Δf și T_f iau succesiv următoarele valori :

— După producerea deficitului ΔP_0 (pentru prima curbă) :

$$\Delta f = \Delta f_0 = \frac{\Delta P_0\,\%}{2K}$$

$$T_f = \frac{T_{I.N}}{K}$$

— După acționarea primei tranșe care deconectează puterea P_{T1} (pentru a doua curbă) :

$$\Delta f = 50 - f_{a_1 T_1} + \frac{\Delta P_0\,\% + P_{T1}\,\%}{2K\left(1 - \frac{P_{T1}}{P_N}\right)},$$

unde f_{acT1} este frecvența în momentul acționării primei tranșe

$$T_f = \frac{T_{I.N}}{K\left(1 - \frac{P_{T1}}{P_N}\right)}$$

— După acționarea tranșei a doua care deconectează puterea P_{T2} :

$$\Delta f = 50 - f_{acT2} + \frac{\Delta P_0\% + P_{T1}\% + P_{T2}\%}{2K\left(1 - \frac{P_{T1}}{P_N} - \frac{P_{T2}}{P_N}\right)}$$

unde f_{acT2} este frecvența în momentul acționării tranșei a doua

$$T_f = \frac{T_{I.N}}{K\left(1 - \frac{P_{T1}}{P_N} - \frac{P_{T1}}{P_N}\right)}$$

— După acționarea tranșei m care deconectează puterea P_m :

$$\Delta f = 50 - f_{acTm} + \frac{\Delta P_0\% + P_{T1}\% + P_{T2}\% + \cdots + P_{Tm}\%}{2K\left(1 - \frac{P_{T1}}{P_N} - \frac{P_{T2}}{P_N} - \cdots - \frac{P_{Tm}}{P_N}\right)}$$

$$T_f = \frac{T_{I.N}}{K\left(- P_{T1} - P_{T2} - \cdots - \frac{P_{Tm}}{P_N}\right)}$$

Principiul metodologiei de calcul și al programului de calcul prin care se aplică aceasta, bazîndu-se pe expresiile (inițiale și prelucrate) prezentate mai sus, constă în esență în următoarele.

Considerîndu-se cunoscute pentru un sistem energetic dat valorile P_N, K și $T_{I.N}$, deficitul inițial ΔP_0 și modul de organizare a DASf, respectiv numărul de tranșe, parametrii reglați ai acestora (frecvența de excitare și temporizarea) și puterile P_{Tm} pe care le deconectează, se procedează în felul următor :

Pornindu-se de la momentul inițial al producerii avariei (respectiv a deficitului), se calculează cu ajutorul formulei (2) pentru valori crescînde ale timpului cu un pas de timp suficient de mic (de ordinul sutimilor de secundă), chiar și pentru fenomene foarte rapide (deficite foarte mari), valorile corespunzătoare ale frecvenței. La fiecare pas de calcul se verifică starea releelor de frecvență ale diferitelor tranșe, înregistrîndu-se momentele excitării lor. Calculul se continuă cu ajutorul relației (2), cu parametrii corespunzători primei curbe, verificîndu-se la fiecare pas de calcul atît starea releelor de frecvență cît și, pentru tranșele la care s-a înregistrat momentul excitării, starea releelor de timp. În momentul în care prin această verificare se determină momentul acționării unei tranșe, se modifică în mod corespunzător parametrii ecuației (2), cu care se continuă mai departe calculele, verificîndu-se în continuare la fiecare pas starea releelor tranșelor care încă nu au acționat. După fiecare înregistrare de acționare a unei tranșe se verifică dacă tranșele următoare mai pot avea teoretic condiții de acționare, comparîndu-se valoarea finală teoretică către care ar tinde frecvența după acționarea tranșei respective cu frecvențele de excitare ale tranșelor ulterioare. Calculul continuă în felul descris fie pînă la epuizarea tuturor tranșelor, fie pînă cînd, din verificarea menționată mai sus, rezultă că tranșele ulterioare nu mai au condiții de acționare.

Programul de calcul întocmit pe baza metodologiei expuse succint mai sus prezintă o serie de elemente interesante, dintre care unele au influențat alegerea unor căi ale metodologiei și care sînt menționate în cele ce urmează.

După cum s-a văzut mai sus, evoluția frecvenței este reprezentată printr-o succesiune de curbe exponențiale ai căror parametri depind (începînd de la a doua curbă) și de puterile deconectate de către tranșele de sacrificiu.

Pentru a se putea folosi în cadrul programului de calcul un ciclu cu contor, ceea ce presupune utilizarea repetată pentru fiecare curbă a unor expresii de calcul care se modifică în funcție de valoarea contorului a cărui valoare inițială este cel puțin 1, s-a considerat drept primă tranșă o tranșă fictivă care are frecvența de excitare 50 Hz, temporizarea 0 s și puterea deconectată 0 MW. Procedînd astfel, prima curbă este cea de după acționarea tranșei 1, a doua cea de după acționarea tranșei 2, a treia cea de după acționarea tranșei 3 etc. ; în felul acesta, relațiile de calcul pot fi folosite cu ajutorul unui contor într-o aceași formă pentru toate curbele.

Pentru o curbă j corespunzătoare fenomenului după acționarea tranșei j (și aceasta este valabil și pentru curba 1 după acționarea tranșei fictive 1), relațiile sînt următoarele :

$$\Delta f_j = 50 - f_{inj} + \frac{\Delta P_0\% + P_{T1}\% + P_{T2}\% + \cdots + P_{Tj}\%}{2K\left(1 - \frac{P_{T1}}{P_N} - \frac{P_{T2}}{P_N} - \cdots - \frac{P_{Tj}}{P_N}\right)} \quad (5)$$

$$T_{fj} = \frac{T_{I.N}}{K\left(1 - \frac{P_{T1}}{P_N} - \frac{P_{T2}}{P_N} - \cdots - \frac{P_{Tj}}{P_N}\right)} \quad (6)$$

$$f = f_{inj} + \Delta f_j\left(1 - e^{-\frac{t}{T_{fj}}}\right) \quad (7)$$

În expresiile (5) și (7), f_{inj} este frecvența punctului inițial al curbei, respectiv a punctului în care se produce acționarea treptei j; evident treapta al cărei număr în calcule este j, în realitate este treapta $(j-1)$, deoarece treapta 1 din calcule este o treaptă fictivă. Punctul inițial al fiecărei curbe este evident punctul final al curbei anterioare.

Pasul de timp folosit pentru calculul prin puncte al frecvenței este de 0,04 s. Pentru controlul — la fiecare pas — al stării releelor de frecvență, diferența dintre frecvența din momentul respectiv, dată de relația (2), și frecvența de excitare a releelor treptei care urmează este comparată cu valoarea 10^{-9} Hz și, dacă este mai mică sau egală cu această valoare, se înregistrează excitarea releelor treptei respective, controlîndu-se totodată dacă nu există și alte trepte (ulterioare) cu aceeași frecvență de excitare. Alegerea valorii de control de 10^{-9} Hz (practic limita inferioară a capacității calculatorului folosit), deși precizia releelor de frecvență este după cum se știe de 0,1 ÷ 0,2 Hz, și deci o asemenea valoare ar trebui să constituie în realitate valoarea de control pentru starea releelor, a fost dictată de următoarele considerente legate de metodologia și programul de calcul.

Conform logicii programului de calcul, la fiecare pas de 0,04 s se compară frecvența rezultată din calcul cu cea reglată a treptei (sau treptelor următoare) pentru a se înregistra excitarea, iar dacă frecvența, fiind în scădere, este mai mică decît cea de excitare, se compară timpul scurs de la excitare cu timpul reglat de acționare a treptei.

În cazul fenomenelor foarte lente (determinate de deficite foarte mici), dacă s-ar alege drept valoare de control cea determinată de considerente practice (0,1 ÷ 0,2 Hz), întrucît verificarea timpului se face abia după ce diferența între frecvența calculată și cea de excitare este mai mare decît acest interval, timpul de acționare ar rezulta cu erori foarte mari. Astfel, de exemplu, într-un calcul efectuat cu un interval de control de 0,08 Hz (în loc de 10^{-9} Hz) pentru o avarie cu un deficit inițial de 15% într-un sistem energetic cu mai multe trepte, în determinarea acționării treptei a 3-a s-a putut ajunge la o eroare de 256 s.

Adoptînd drept interval de control valoarea de 10^{-9} s, asemenea erori nu se mai pot produce. Pentru a evita erorile ce s-ar putea produce la fenomene foarte rapide, datorită intervalului de control extrem de mic, cînd cu un pas de timp de 0,04 s s-ar putea întîmpla ca frecvența să treacă de la o valoare superioară frecvenței de excitare direct la o valoare inferioară acesteia, diferența dintre ele fiind mai mare de 10^{-9} Hz, s-a procedat în felul următor : la fiecare pas de calcul, dacă frecvența este mai mică decît cea de excitare a treptei următoare, se verifică dacă s-a înregistrat excitarea releelor acesteia ; dacă înregistrarea nu s-a produs, ceea ce este un indiciu al săririi peste intervalul de control în cazul unui fenomen rapid, se efectuează înregistrarea.

La compararea (la fiecare pas) timpului scurs de la excitare cu timpul reglat, se folosește, pornindu-se de la precizia releelor de timp, un interval de control de 0,1 s. Totuși, dacă frecvența este în creștere, deci în revenire, și mai există încă trepte cu frecvențe mari și temporizări mari, ale căror relee s-au excitat dar nu au acționat, pentru a se evita la fenomene rapide omiterea acționării, intervalul de control folosit la frecvențe crescătoare este de 0,2 s.

Dat fiind că frecvența tinde asimptotic către o valoare stabilizată, calculul se continuă după ce se înregistrează ultima acționare care se produce, pînă la parcurgerea unui interval de 30% din diferența între frecvența stabilizată și cea la care s-a produs ultima acționare.

Programul de calcul prevede — în cursul calculului — reordonarea treptelor în cazurile în care, datorită reglajelor acestora și naturii fenomenelor, ele nu acționează în ordinea prevăzută, care este — conform organizării datelor de intrare în program — cea a frecvențelor descrescătoare (iar la o aceeași frecvență reglată, cea a temporizărilor crescătoare).

Imprimarea rezultatelor calculului prezintă următoarele particularități :

— Întrucît calculul se efectuează pentru mai multe avarii, pentru fiecare dintre ele se imprimă la început numărul avariei, precum și datele inițiale ale acesteia (sarcina nominală a sistemului deficitar izolat, deficitul inițial și treptele existente în ordinea menționată mai sus, cu indicarea puterilor deconectate și a parametrilor reglați).

— Începînd cu momentul inițial al avariei (0 s, 50 Hz), se imprimă valorile de frecvență cu un pas de 0,04 Hz și timpii corespunzători lor, precum și valorile frecvenței și timpului în momentele de acționare a treptelor și în momentul opririi calculului. S-a preferat la imprimare pasul de frecvență în locul celui de timp, întrucît cu un pas de timp posibilitatea urmăririi în detaliu a evoluției frecvenței ar fi fost dependentă de viteza fenomenului.

— După imprimarea valorilor timpului și frecvenței menționate mai sus, se indică modul de variație a frecvenței în continuare (frecvența în creștere, în scădere sau constantă) și valoarea frecvenței stabilizate. În cazurile în care nu au acționat toate treptele sau nu au acționat în ordinea prevăzută, aceste lucrări sînt menționate, indicîndu-se totodată ordinea reală de acționare.

Metodologia ale cărei elemente esențiale au fost amintite mai sus a fost aplicată cu ajutorul

acestui program de calcul, permiţînd analiza în detaliu a soluţiilor de organizare a DASf în sistemul energetic.

Ea a fost de asemenea folosită în analiza (pentru diferite organizări ale tranşelor de DASf) a variaţiei frecvenţei în sistemele energetice interconectate cu sistemul nostru energetic.

Bibliografie

[1] Ghizila, E. P. *Raşciot ustroistv avtomatiki energosistem.* Kiev, 1962.

[2] Barzam, A. B. *Sistemnaia avtomatika.* Editura Energhiia, Moscova, 1974.

[3] Barkan, I.D. ş.a. *Ceastotnaia razgruzka kak sredstvo avtomaticeskoi likvidaţii avarii.* În: El. stanţii, nr. 5, 1966.

[4] Wohlgemuth, I. ş.a. *Elektronisches Frequenzrelais als Mittel zur selektiven Netzbeeinflussung bei Überlastsössen.* În: ETZ-A, 89, nr. 10, 1968.

[5] Lokay, H.E. şi Burtnyk, V. *Application of underfrequency relays for automatic load shedding.* În: IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 87, n. 3, 1968.

[6] Chenzbraun, I. *Folosirea descărcării automate a sarcinii la scăderea frecvenţei în sistemul energetic.* În: Energetica, 19, nr. 6, iunie 1970.

(Articol intrat în redacţie la 20 decembrie 1976)

Filtre de armonici pentru tracţiunea electrică. Particularităţi ale instalaţiilor de protecţie prin relee şi automatizare

Ing. **Veo C. Raicu** *)

1. Se cunoaşte că tracţiunea electrică reprezintă un consumator cu caracteristici speciale care influenţează în mod negativ funcţionarea sistemului energetic din care se alimentează. Se poate cita ca o primă caracteristică caracterul fluctuant al sarcinii, faptul că nu se poate — cu mijloacele actuale — prevedea un grafic de sarcină periodic, ceea ce înseamnă deci imposibilitatea unui control al încărcării instalaţiilor sistemului energetic din zonă. În al doilea rînd, regimul de funcţionare nesimetric influenţează şi el negativ reţeaua de energie electrică din zonă, prin diminuarea capacităţii trifazate de transport.

Dacă se notează

$$X = \frac{I_t}{I_{TR}}$$

$$Y = \frac{\Delta P_1}{\Delta P}$$

$$Y' = \frac{S'_{tr}}{S_{TR}}$$

unde

I_t este curentul trifazat care străbate reţeaua;

I_{TR} — curentul trifazat corespunzător capacităţii maxime a reţelei;

I_m — curentul monofazat care străbate reţeaua;

S_{TR} — puterea maximă care poate fi vehiculată prin reţea;

S'_{tr} — sarcina trifazată echivalentă combinaţiei sarcină trifazată + sarcină monofazată;

$\Delta P, \Delta P_1$ — pierderile în cele două situaţii, atunci variaţia mărimilor Y, Y' în funcţie de x este dată în tabelul 1.

Tabelul 1

X	0.0	0.2	0.4	0.6	0.8	1.0
Y	0,67	0,668	0,72	0,787	0,88	1,0
Y'	0,577	0,661	0,746	0,83	0,915	1,0

Se observă deci că, la o încărcare monofazată în curent echivalentă cu curentul nominal al liniei, puterea transmisă este numai de 57,7% din capacitatea liniei, iar pierderile reprezintă 67% din pierderile la curentul nominal al liniei, ceea ce denotă un randament de utilizare foarte scăzut al reţelei sistemului energetic.

În al treilea rînd, şi poate cel mai important, este regimul deformant al cărui sediu sînt instalaţiile de tracţiune CF, dar care influenţează negativ sistemul energetic prin:

— distorsionarea curbelor de curent şi tensiune;

— apariţia fenomenelor rezonante care se traduc prin supratensiuni interne în reţea;

— înrăutăţirea sensibilă a factorului de putere şi în consecinţă o circulaţie de energie reactivă soldată cu pierderi suplimentare în reţelele sistemului energetic.

Soluţia pentru îmbunătăţirea factorului de putere prevede montarea unor baterii de condensatoare-şunt combinate cu filtre de armonici, al căror rol este de a anula componentele de frecvenţe superioare ale curentului produs de consumatorul deformant — locomotiva electrică.

Din considerente tehnico-economice, se pot alege valorile nominale ale componentelor filtrului: inductanţa L_F şi capacitatea C_F.

Grupul $L_F - C_F$, care constituie filtrul, este dimensionat astfel încît valoarea C_F să conducă,

*) Veo C. Raicu este cercetător ştiinţific principal la ICPTT.

pentru tensiunea de 25 kV, la o putere reactivă egală cu cea care trebuie compensată ținînd seama atît de fundamentală, cît și de existența armonicilor superioare.

Caracteristicile condensatoarelor care alcătuiesc bateria trebuie să respecte anumite condiții în timpul funcționării, condiții a căror severitate a condus la adoptarea unor materiale din import.

În aceste condiții s-au pus probleme speciale privind protecția filtrului în ansamblu și a bateriei de condensatoare în special.

2. Trecînd la alegerea schemelor celor mai potrivite, trebuie ținut seama de respectarea deziderateloг unei bune instalații de protecție prin relee : rapiditatea, selectivitatea, siguranța, sensibilitatea.

În instalațiile de condensatoare pot să apară scurtcircuite exterioare, la conexiuni între aparatele dintre întreruptor și bornele bateriei, precum și scurtcircuite interioare în condensatoare, provocate de străpungerea dielectricului.

Este necesar însă ca străpungerea sau defectarea, în general, a unui condensator să nu degenereze în explozie, iar rețeaua să nu fie perturbată. În orice caz, urmările unei străpungeri traduse prin cheltuieli de manoperă (deplasarea unei echipe, căutarea unității defecte, amplasamentul, repunerea în funcțiune) reprezintă o fracțiune importantă din costurile de exploatare ale bateriei.

Cel de-al doilea tip de scurtcircuite (cele interioare în condensatoare) constituie o problemă specifică și în consecință necesită o analiză mai amănunțită. Străpungerea izolației între armăturile unui condensator are drept urmare formarea unui arc electric; la temperatura înaltă a arcului se formează cantități mari de gaze, care pot provoca deformarea cuvei condensatorului și chiar distrugerea ei. Apariția arcului într-o bobină defectă are drept urmare, în mod frecvent, descărcări ale unităților învecinate, care pot produce în final defectări ale acestora.

Apariția defectelor interioare depinde în mare măsură de condițiile de lucru. O supraîncărcare provocată de o ridicare excesivă a tensiunii sau de apariția unei armonici superioare în unda de tensiune a rețelei este deosebit de nefavorabilă.

Un efect nefavorabil similar îl produce temperatura prea ridicată a mediului ambiant, determinată, de exemplu, de o ventilație necorespunzătoare.

Defectele interioare apar ca urmare a unor supratensiuni. Un anumit număr de defecte ($1-3^0/_{00}$, conform statisticilor americane) apar însă fără cauze exterioare, chiar la condensatoare de cea mai bună calitate.

Dispozitivele de protecție au sarcina de a preveni perturbațiile în funcționarea rețelei, precum și distrugerea elementelor bateriei în cazul unor defectări oarecare în instalațiile de condensatoare-derivație.

Se utilizează următoarele tipuri de protecții :
— protecția contra suprasarcinilor ;
— protecția contra scurtcircuitelor exterioare ;
— protecția contra scurtcircuitelor interioare.

3.1. Pentru o corectă alegere a schemei de protecție împotriva suprasarcinilor este necesară mai întîi o corectă evaluare a acestora. Trebuie de precizat de la început că se înțelege prin suprasarcină valoarea curentului din unda complexă, și nu pe fundamentală sau o armonică oarecare. Definim astfel coeficientul de suprasarcină :

$$k_I = \frac{I_S}{I_{nom}} \tag{1}$$

Curentul de frecvență fundamentală care parcurge filtrul are o valoare constantă, indiferent de valoarea curentului din catenară și de distribuția în frecvență a acestuia, el depinzînd numai de parametrii filtrului și de tensiunea de frecvență fundamentală nominală, de 27.5 kV.

$$I_1 = \frac{27.500}{1/\omega\ C_F - \omega L_F} = I\,(L_F C_F) \tag{2}$$

Cum L_F, C_F rezultă, din considerente de acord,

$$\nu^2\omega^2\, L_F C_F = 1, \tag{3}$$

respectiv de compensare a factorului de putere

$$Q_{1\,nec} = \omega\, C_F U_1^2 \tag{4}$$

rezultă că valoarea lui I_1 este constantă pentru filtrul de armonică ν.

Dar filtrul este parcurs și de armonicile superioare din unda de curent care străbate catenara, și anume de componenta de frecvență ν pe care este acordat filtrul. Cum însă componenta I_ν^c din catenară variază în limite largi, rezultă variații și ale curentului care parcurge filtrul.

Valoarea curentului de armonică ν din catenară reprezintă un procent cvasiconstant din valoarea fundamentală a curentului; deci se poate scrie :

$$I_\nu^c = K_\nu \cdot I_1^c. \tag{5}$$

De exemplu, în măsurătorile făcute la Deda [1] a rezultat $k_3 = 41\,\%$. Se poate conta însă pe valori mai mici ale lui k_3, de ordinul $30-33\,\%$ [1].

Întrucît însă curentul I_ν^c a fost măsurat în absența filtrului, odată cu montarea filtrului valoarea acestuia este mărită conform datelor

conținute în literatura de specialitate [1], și în această situație relația (5) se completează astfel :

$$I_\nu^F = C_\nu \, k_\nu \, I_1^c, \tag{5'}$$

unde $C\nu$ ține cont de creșterea curentului odată cu montarea filtrului.

În consecință, curentul care străbate filtrul este :

$$I_s = \sqrt{I_1^2 + I_\nu^{F2}}, \tag{6}$$

unde I_ν^F este dat de relația (5), coeficientul de suprasarcină fiind :

$$k_I = \frac{I_1^2 + I_\nu^{F2}}{I_{nom}^2} \tag{7}$$

3.2. O problemă dificilă o constituie alegerea curentului nominal al bateriei. În fond, I_ν^c variază (odată cu I_1^c) în limite foarte largi și este necesară stabilirea unui criteriu pentru alegerea unei valori corespunzătoare. Este evident că variația curentului I^c (din catenară) nu are alură deterministă, ci o distribuție aleatorie. Cum I_ν^c reprezintă un procent de I^c, și distribuția acestuia este un fenomen aleatoriu. Totuși, prin măsurători de durată, această distribuție poate fi general cunoscută și vom găsi aici cîteva valori caracteristice :

— valoarea minimă a curentului $I_{\nu\,min}^c$;
— valoarea maximă a curentului $I_{\nu\,max}^c$;
— valoarea curentului cu frecvența de apariție cea mai mare $I_{\nu\,fr}^c$;
— valoarea medie a curentului $I_{\nu\,med}^c$.

Valoarea medie a curentului este folosită pentru a determina suplimentul de reactiv necesar :

$$Q_\nu = \frac{I_{\nu\,med}^{F2}}{\nu\omega C_F} \tag{8}$$

$I_{\nu\,med}^c$ fiind dat de o relație asemănătoare lui (5).

Una dintre posibilități ar fi adoptarea pentru

$$I_{nom} = \sqrt{I_1^2 + I_{\nu\,med}^{F2}}, \tag{9}$$

rezultînd astfel

$$K_I = \sqrt{\frac{1 + I_\nu^{F2}/I_1^2}{1 + I_{\nu\,med}^{F2}/I_1^2}} \tag{10}$$

Cu datele obținute într-o serie de măsurători efectuate la Deda a rezultat

$$I_{3\,max}^F = 126 \text{ A} \tag{11}$$

$$I_{3\,med}^F = 17 \text{ A} \tag{12}$$

și în consecință $K_I = 2{,}7$, în ipoteza filtrului $L_F C_F$ în care $I_1 = 50$ A.

Este evident că, reglînd protecția de suprasarcină la $(1{,}15 - 1{,}25) I_{nom}$, instalația ar fi declanșată începînd de la curenți de circa 60 A, adică numărul de deconectări ar fi mult prea mare.

Este deci evident că, dacă din punctul de vedere al compensării, considerarea valorii medii a curentului este suficientă, din punctul de vedere al condițiilor de exploatare, aceasta se dovedește insuficient. Dar nici adoptarea pentru valoarea nominală a valorii

$$I_{\nu\,max}^F = C_\nu I_{\nu\,max}^c \tag{13}$$

nu este acceptabilă, capacitatea bateriei fiind mult supradimensionată.

Or, în aceste condiții este necesară adoptarea unei metodologii speciale de dimensionare, care se prezintă în continuare.

3.3. Curentul de armonică ν din catenară se poate estima probabilistic cu ajutorul unor histograme rezultate prin prelucrarea unor înregistrări de durată, care să confere certitudinea acoperirii unei game variate de regimuri de funcționare a catenarei.

Prelucrarea datelor înregistrate conduce la stabilirea numărului absolut de apariții a fiecărei valori discrete a curentului, reținîndu-se valorile cuprinse între $I_{\nu min}^c$ și $I_{\nu\,max}^c$. În sens probabilistic, apariția unui curent I_k de o anumită valoare constituie un eveniment independent, fenomenul neavînd ereditate, adică valoarea curentului la un moment dat nu depinde de evoluția sa anterioară.

În aceste condiții, frecvența relativă de apariție a oricărei valori I_k reprezintă de fapt o probabilitate.

$$p_i = P(I = I_k). \tag{14}$$

Fie matricea-coloană a curenților

$$I^T = [I_1 \, I_2 \ldots I_k \ldots I_n] \tag{15}$$

Probabilitatea de apariție a lui I_k este

$$p_k = \frac{M_k}{\sum_{k=1}^{n} M_k}. \tag{16}$$

N_i fiind numărul absolut de apariții al evenimentului $I = I_i$.

$$\text{Evident } \sum_{k=1}^{n} p_k = 1, \tag{17}$$

p_i fiind efectiv un cîmp total de probabilitate.

Putem considera aşadar distribuţia

$$I : \begin{pmatrix} I_1 & I_2 \dots I_k \dots I_n \\ p_1 & p_2 \dots p_k \dots p_n \end{pmatrix} \qquad (18)$$

Probabilitatea apariţiei unui curent I_{k1} este $p_{k1} = P(I = I_{k1})$, iar a unui curent I_{k2} este $p_{k2} = P\ (I = I_{k2})$

$\forall\ k_1, k_2 \in [1, n]$ (nu este necesar $k_1 \neq k_2$) probabilitatea ca cei doi curenţi I_{k1}, I_{k2} să fie consecutivi (indiferent ordinea) este

$$p'' = p_{k1} \cdot p_{k2} \qquad (19)$$

Fie $I_{\nu\,nom}$ curentul de armonică ν pentru care se dimensionează filtrul. Instalaţia se dimensionează pentru a suporta orice curent $I_i \in [I_{\nu nom}, I_n]$ o perioadă de timp egală cu q_t după o funcţionare continuă la un curent $I_{\nu\,reg} \leqslant I_{\nu nom}$.

Instalaţia va trebui deconectată în situaţia cînd în două intervale de timp q_t consecutive valoarea curentului $I_i > I_{\nu\,nom}$, adică suprasarcina nu trebuie să dureze mai mult decît q_t secunde.

În cazul prezentat în figura 1, instalaţia trebuie să fie deconectată, iar în cazul prezentat în figura 2 trebuie să fie menţinută în funcţiune.

Vom presupune în raţionamentul nostru că regimul anterior al bateriei este caracterizat de funcţionarea la curentul $I_{\nu\,nom}$.

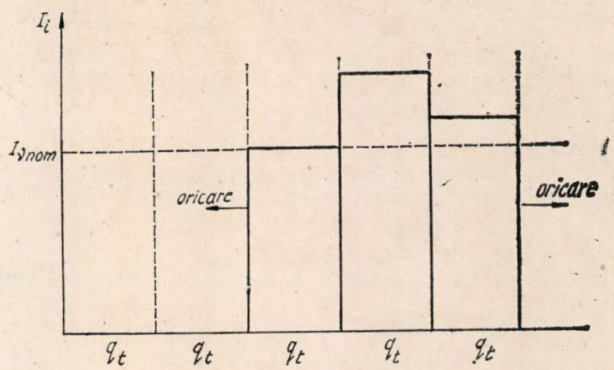


Fig. 1. O distribuţie posibilă a curenţilor din filtru.

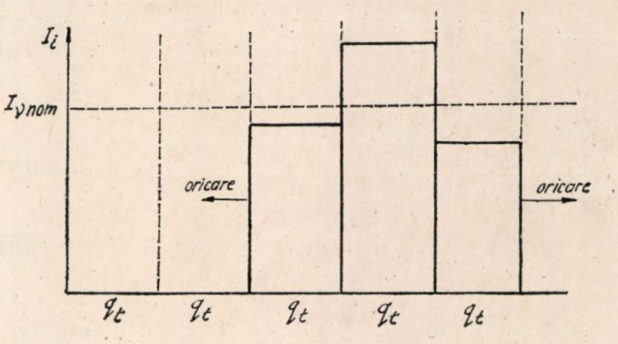


Fig. 2. O altă distribuţie posibilă a curenţilor din filtru.

Probabilitatea ca în intervalul de timp 2 q_t să apară doi curenţi $I_{k2} \geqslant I_{k1} > I_{nom}$ este $p'' = p_{k1} \cdot p_{k2}$ şi aceasta trebuie să ducă la declanşarea instalaţiei cu o temporizare q_t.

Se impune însă condiţia ca numărul de declanşări în sarcină a întreruptorului să fie limitat între două revizii, şi ţinînd cont de experienţa de exploatare acesta va fi de 2—300 declanşări în decursul a 6 luni. Fie M_d intervalul în zile, între două declanşări consecutive. Timpul de funcţionare (probabilistic) între două declanşări este deci

$$\lambda = \frac{q_i}{p''} \frac{1}{3600 \times 24} \qquad (20)$$

şi trebuie să fie mai mare decît M_d pentru a nu suprasolicita întreruptorul

$$\text{Deci } p'' \leqslant \frac{q_i}{3600 \cdot 24 \cdot M_d} \qquad (21)$$

Curentul de dimensionare $I_{\nu nom}$ se alege conform următorului algoritm:

Se alege $I_{k1} = I^F_{\nu\,min}$

Se determină $\sup\limits_{k \geqslant k_1} \{p_k\} = p_{k2}$

Se calculează $p''_{calc} = p_{k1} \cdot p_{k2}$

Dacă $p''_{calc} \leqslant p''$, valoarea I_{k1} este bine aleasă; contrar, se trece la valoarea imediat superioară a lui I_{k1}. Calculul se opreşte atunci cînd

$$p''_{calc} \geqslant p'',$$

rezultînd astfel $I^F_{\nu nom}$

Cu valoarea astfel determinată vom calcula cu ajutorul relaţiei (10) valoarea maximă a factorului de suprasarcină.

Se poate calcula reglajul protecţiei contra suprasarcinilor cu ajutorul principiilor expuse în paragraful anterior.

4. Protecţia contra scurtcircuitelor exterioare nu pune probleme speciale.

Dată fiind forma constructivă a filtrului, cît şi modul lui de conectare, sensul expresiei „scurtcircuit exterior" are o accepţie specială. Este vorba de defectul care are loc în zona cuprinsă între bara generală şi primul element al filtrului. Această protecţie trebuie să acţioneze sigur şi pentru defecte din bobina filtrului, fiind de tip maximală temporizată, temporizarea de 0,1—0,3 s fiind necesară pentru coordonarea protecţiilor în întreaga staţie. În acest fel, protecţia maximală adoptată ca protecţie de bază contra scurtcircuitelor exterioare constituie protecţia de rezervă contra scurtcircuitelor

interioare. De menţionat că şi secţionarea, ca şi protecţia de suprasarcină, se alege în funcţie de unda complexă de curent.

Dacă $Z_F = R_F + jX_L + jX_C$

este impedanţa filtrului, calculată, pentru $\nu = 1$, în ipoteza unui scurtcircuit pe legăturile bobină-capacităţi

$$Z_{Fsc} = R_f + jX_L.$$

Coeficientul de multiplicitate al curentului de scurtcircuit este deci (neglijînd rezistenţa filtrului) :

$$1/a = \left| \frac{X_L}{X_L + X_C} \right| = \left| \frac{1}{1 + \frac{X_C}{X_L}} \right| \qquad (22)$$

Dar cum $\frac{X_C}{X_L} = -\nu^2$, rezultă

$$a = \nu^2 - 1 \qquad (23)$$

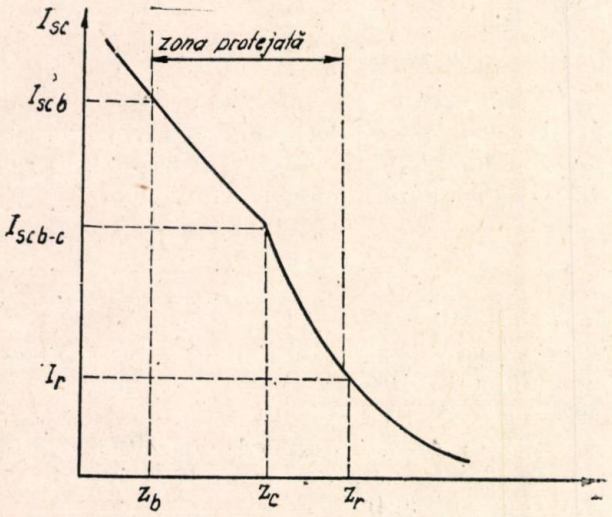


Fig. 3. Variaţia curentului în funcţie de impedanţă.

I_{scb} – curentul de scurtcircuit exterior în regim minim; I_{scb-c} – curentul de scurtcircuit pe legătura bobină – condensator; I_r – curentul reglat al protecţiei :; I_s – curentul de sarcină.

Este evident că, începînd de la filtrul de armonică 3 (inclusiv) un coeficient de siguranţă normal de 2,5 — 3 ne asigură o zonă de extindere a protecţiei şi în circa 1/3 din bateria de condensatoare.

5. Întrucît numărul condensatoarelor unitare necesare realizării capacităţii filtrului este mare şi în plus condensatoarele pentru instalaţiile de filtrare necesitînd respectarea unor condiţii speciale sînt în general elemente scumpe, este necesară stabilirea unor scheme de protecţie avînd o deosebită siguranţă în funcţionare şi cu caracteristici invariabile în timp sau în funcţie de diversele regimuri de funcţionare a reţelei.

Capacitatea C_{tot} a reţelei este realizată modular, prin conectarea în serie a unor module A_uB_k, fiecare modul avînd $m \times 1$ condensatoare de putere unitară Q_c. Prin înscrierea a p module de tip A_kB_k se realizează capacitatea dorită, astfel încît să fie compensată puterea reactivă totală Q_{tot}.

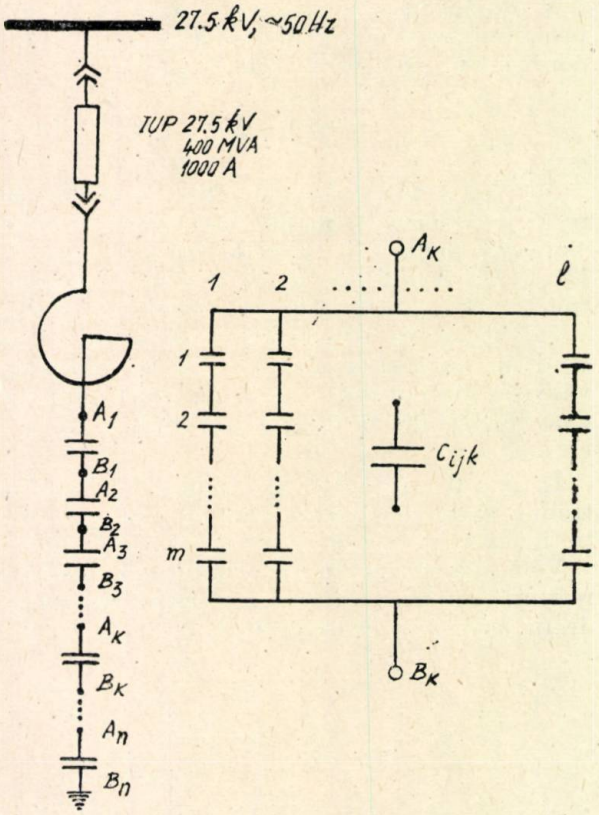


Fig. 4. Schema monofilară a filtrului. Detaliu modul capacităţi.

Pentru m şi p daţi, cu respectarea condiţiei

$$mp = k_T \frac{U_c}{U_0} \qquad (24)$$

k_T — coeficient de siguranţă supraunitar;
U_c — tensiunea pe bateria de condensatoare;
U_0 — tensiunea nominală a elementului unitar;
Q_t — capacitatea totală a bateriei;
Q_c — capacitatea unitară a unui element, numărul de elemente în paralel pe modul este dat de

$$1 = \frac{(k_T Q_T)/Q_c}{U_t/U_c} \qquad (25)$$

La montajul condensatoarelor în scheme trifazate, protecţia acestora este relativ mai simplă,

întrucît se pot imagina stele multiple pe neutrul cărora se pot monta traductoare corespunzătoare care să reacţioneze la dezechilibre de curenţi în ramurile stelei.

Pentru protecţia bateriilor monofazate mari, a fost imaginată o schemă şi un dispozitiv de protecţie care să răspundă necesităţilor.

Astfel, cele p module au fost împărţite în trei grupe (se alege $p \equiv 0$ (mod. 3)) egale ca mărime (avînd deci aceeaşi impedanţă).

La capetele fiecărei grupe există cîte un reductor de curent care măsoară curentul ce străbate legătura $B_k A_{k+1}$. Prin mixarea corespunzătoare a curenţilor în releul diferenţial, acesta este parcurs de curent numai în cazul unui dezechilibru.

Protecţia comparativă montată pe condensatoare funcţionează alimentată prin curenţi de armonică ν (armonica de acord a filtrului).

Dispozitivul funcţionează pe principiul balanţei electrice. Armonica de ordinul ν a curentului obţinută de la reductoarele de curent se aplică în una din cele două înfăşurări primare a unui transformator cu flux diferenţial.

$$\underline{\theta} = w_1 \underline{I} + w_1 \underline{I}_2 = 0 \text{ căci } \underline{I}_1 + \underline{I}_2 = 0. \quad (26)$$

În momentul apariţiei unui dezechilibru

$$\underline{I}_1 + \underline{I}_2 \neq 0, \text{ deci}$$

$$\underline{\theta} = w_1 \underline{I}_1 + w_1 \underline{I}_2 \neq 0 \quad (27)$$

$$\text{iar } \underline{\Phi} = f(\underline{\theta})$$

care, prin variaţia sa, va induce în secundar

$$\underline{E}_2 = 4{,}44 f w_2 \underline{\Phi}. \quad (28)$$

T.e.m. indusă în secundar va fi cu atît mai mare cu cît dezechilibrul provocat de curenţi va fi mai mare.

Presupunînd adoptarea unor încărcări magnetice suficient de mici pentru ca să lucreze pe partea liniară a caracteristicii transformatorului cu flux diferenţial pentru $(0 - 10)\ I_{Sr}$, unde I_{Sr} este curentul din secundarul transformatoarelor de curent, rezultă

$$E_2 = K(I^*_{Sr} - I_{Sr}) = K I_{Sr}\left(1 - \frac{I_{Sr}}{I^*_{Sr}}\right), \quad (29)$$

unde I^*_{Sr} este curentul de defect în reductor;

I_{Sr} — un curent de calcul egal cu maximum curentul nominal din secundarul trafo-curent (5A).

Schema-bloc a releului $RPDC_m$ este prezentată în figura 5.

Releul este executat într-o soluţie hibridă: partea de filtrare, traductorul, balanţa electrică şi ieşirea releului sînt realizate pe principiul electromagnetic, iar redresarea, protecţia diverselor etaje, prelucrarea logică a semnalului sînt realizate pe principiul electronic, realizîndu-se un echilibru optim între cele două modalităţi de execuţie, în conformitate cu funcţiunile pe care trebuie să le îndeplinească aparatul.

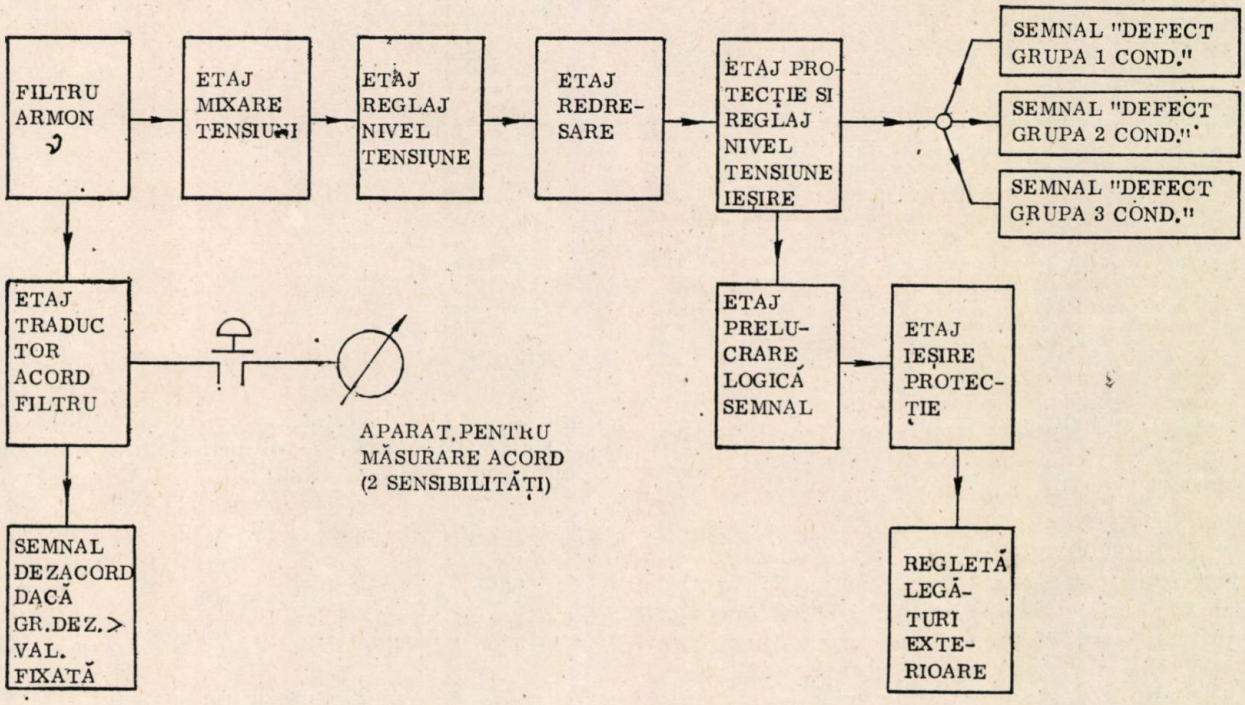


Fig. 5. Schema-bloc a releului $RPDC_m$.

Dispozitivul $RPDC_m$ este de fapt un aparat complex, înglobînd pe lîngă releul de protecție diferențială a bateriei și etaje de semnalizare al căror rol este :

— de a localiza modulul în care este situat condensatorul defect ;

— de a verifica acordul filtrului pe frecvența de rezonanță. Acordul se face prin ploturile bobinei, cu ajutorul indicațiilor citite pe aparatul indicator al acordului (aparatul are două sensibilități, pentru acord grosier și acord fin al filtrului).

6. Pentru necesitățile de acordare a filtrului trebuie făcută o evaluare cît mai exactă a valorilor componentelor care alcătuiesc filtrul ; de asemenea, acest calcul este necesar pentru adoptarea reglajelor protecțiilor alese în funcție de diferite tipuri de defecte.

Capacitatea C este caracterizată, din punctul de vedere al pierderilor, de o rezistență serie echivalentă.

$$R_{ijk} = \frac{1}{C_{ijk} \operatorname{tg} \delta_{ijk}} \tag{30}$$

$$i = 1, \ldots m$$

$$j = 1, \ldots l$$

$$k = 1, \ldots p$$

Ținînd seama de dispersia valorilor capacităților față de valoarea nominală înscrisă pe plăcuță, se introduce coeficientul de corecție

$$\alpha_{ijk} \gtrless 1,$$

astfel încît

$$C_{ijk} = C \cdot \alpha_{ijk} \tag{31}$$

notînd r_{ijk} rezistența legăturilor dintre condensatoare și cu l_{ijk} inductanța legăturilor dintre condensatoarele elementare, vom avea relația :

$$\underline{Z}_c = \sum_{k=1}^{p} \frac{1}{\sum_{j=1}^{l} \frac{1}{\left(\sum_{i=1}^{m} r_{ijk} + \frac{1}{\omega c} \sum_{i=1}^{m} \frac{1}{\alpha_{ijk} \operatorname{tg} \delta_{ijk}} \right) + j \left(\sum_{i=1}^{m} l_{ijk} - \frac{1}{\omega c} \Sigma \frac{1}{\alpha_{ijk}} \right)}} \tag{32}$$

pe care o punem sub forma :

$$Z_c = R_c^* - jX_c^* \tag{33}$$

Prin considerații analoge, se stabilește și impedanța bobinei, precum și a legăturilor bară colectoare — bare derivație, separator întreruptor bobină.

Pentru realizarea acordului, bobina se execută cu o priză de referință și 20 prize de reglaj $\pm 10 \times 1\,\%$ de o parte și de alta a plotului de referință, necesare modificării inductanței cu pînă la $\pm 10\,\%$.

Dacă notăm L inductivitatea bobinei pe plotul de referință și dacă β_k^S este un coeficient care ține seama de valoarea inductivității pe plotul K ($-10 \leqslant k \leqslant 10$), vom putea scrie

$$X_S = \beta_K^S \, \omega \, L \tag{34}$$

Notînd :

l — reactanța globală a legăturilor ;

R_b — rezistența bobinei pe plotul de referință ;

β_k^r — coeficient care ține seama de valoarea rezistenței bobinei pe plotul k ;

r — rezistența globală a legăturilor,

se poate scrie impedanța echivalentă a bobinei, inclusiv a legăturilor.

$$\underline{Z}_b = \beta_k^r R_b + r + j\omega (B_k^S L + l) \tag{35}$$

$$\text{sau } \underline{Z}_b = R_b^* + j X_b^* \tag{36}$$

În definitiv, reactanța totală a filtrului este

$$\underline{Z}_f = R_f + j(X_b^* - X_c^*), \tag{37}$$

unde $R_f = R_b^* + R_c^*$

Plotul k, respectiv β_k^S se alege în așa fel încît

$$X_b^* = X_c^* \tag{38}$$

sau

$$\omega(\beta_k^S L + l) = X_c^*$$

$$\beta_k^S = \frac{\frac{X_c^*}{\omega} - l}{L} \tag{39}$$

unde X_c este determinat cu relația (33).

În funcție de β_k^S se determină din corespondența dată de fabricant

$$\beta_k^S = f(\beta_k^r)$$

și β_k^r și apoi, corespunzător

$$R_f = R_c + \beta_k^r R_b + r. \tag{40}$$

În concluzie, β_k^S determină acordul filtrului, iar β_k^r rezistența exactă și implicit curentul

maxim care străbate filtrul respectiv, la un curent dat, tensiunea de armonică ν care intră în componența undei complexe de tensiune aplicată la bornele filtrului (existentă deci în rețea).

$$U_{f\nu} = R_f I_{f\nu}. \tag{41}$$

7. Pe baza celor prezentate mai sus, pe baza analizei unor regimuri semnificative de defect, se vor putea stabili corect coeficienții de sensibilitate și de siguranță ai protecțiilor.

Vom lua în considerație următoarele regimuri anormale :

a) Întreruperea unui condensator (deci întreruperea unei coloane j din modulul k) sau a legăturii dintre două condensatoare.

b) Scurtcircuitarea unui condensator; deci pe coloana j rămîn numai $m-1$ condensatoare.

c) Scurtcircuit pe legătura dintre ultimele module ale lanțului.

În cazul defectelor din prima grupă interesează întreruperea acelei coloane din modul care are cel mai mic aport în formarea impedanței modulului.

Din

$$\underline{Z}_{jk} = \left(\sum_{i=1}^{m} r_{ijk} + \frac{1}{\omega c}\sum_{i=1}^{m}\frac{1}{\alpha_{ijk}\,\mathrm{tg}\,\delta_{ijk}}\right) + j\left(\sum_{i=1}^{m} l_{ijk} - \frac{1}{\omega c}\sum_{i=1}^{m}\frac{1}{\alpha_{ijk}}\right) = R_{jk} + jX_{jk} \tag{42}$$

vom determina $\underline{Z}_{jk}$ care are X_{jk} maxim; aceasta are loc pentru

$$\alpha_{\xi\eta\zeta} = min\ \alpha_{ijk} \tag{43}$$

Se calculează apoi

$$\underline{Z}_C^{**} = \sum_{k=1}^{p}\frac{1}{\sum_{j=1}^{l}\frac{1}{\underline{Z}_{jk}}} \quad (j \neq \eta) \tag{44}$$

rezultînd de aici o valoare

$$X_c = Im(\underline{Z}_c^{**}) \tag{45}$$

Curentul care se stabilește prin filtru este

$$\underline{I}_f^{**} = \frac{\underline{U}_f}{R_f + j(X_b^* - X_c^{**})}, \tag{46}$$

iar raportul dintre curentul care se stabilește prin filtrul acordat la rezonanță și curentul care trece prin filtrul dezacordat este

$$k_{des\,II} = \left|\frac{\underline{I}_f}{\underline{I}_f}\right| = \left|\frac{R_f + j(X_b^* - X_c^{**})}{R_f}\right|$$

$$k_{des\,II} = \sqrt{1 + \frac{(X_b^* - X_c^{**})}{R_f^2}} \tag{47}$$

În cazul unui defect de tip b) în impedanța $\underline{Z}_{jk}$ dată de (41) se determină coloana care are condensatorul de valoarea cea mai mică (care va da deci dezechilibrul cel mai mic).

Se determină

$$\alpha_{\xi\eta\zeta}^* = \underset{i}{max}\ \alpha_{ijk} \tag{48}$$

iar în modulul $A_\xi B_\xi$ se calculează $\underline{Z}_{\eta\zeta}$ fără coloana ξ. Se calculează apoi $\underline{Z}_c$ cu formulele (31) și (32), rezultînd $\underline{Z}_c^*$.

Vom putea calcula ca mai sus

$$k_{des\,I} = \sqrt{1 + \frac{(X_b^* - X_c^*)^2}{R_f^2}} \tag{49}$$

unde

$$X_c = I_m(\underline{Z}_c) \tag{50}$$

Este evident, folosind relația (29), că

$$E_2 = K\,I_{sr}^*\left(1 - \frac{1}{k_{des}}\right)$$

va fi cu atît mai mare cu cît k_{des} este mai mare.

Cu valorile $k_{des\,I}$ sau $k_{des\,II}$ se va putea stabili de fapt sensibilitatea releului, plaja de valori în care trebuie să acționeze la declanșare, respectiv la semnalizare.

Este evident că, avînd în vedere numărul mare de condensatoare unitare, calculul exact nu poate fi făcut manual. Pentru efectuarea calculelor s-a întocmit un program în FORTRAN, care a fost rulat pe FELIX C—256.

Programul conține mai multe subrutine.

— de ordonare a coeficienților α_{ijk};

— de identificare a modulului ζ și a liniei η din modul în care se găsește elementul maxim, respectiv minim $\alpha_{\xi\eta\zeta}$ $(\alpha_{\xi\eta\zeta}^*)$;

— de calculare a coeficienților de dezechilibru $k_{des\,I}$, $k_{des\,II}$;

— de determinare a plotului pe care va funcționa bobina (respectiv β_k^S).

Pentru o baterie cu 18 condensatoare unitare, calculul durează 128 secunde cu listarea programului la imprimantă.

Concluzii

În lucrarea de față s-a căutat să se treacă în revistă problemele privitoare la protecția prin relee și automatizarea filtrelor de armonici. Deși dezideratele protecției prin relee — sensibilitate, selectivitate, siguranță — sînt aceleași ca și la protecția prin relee a altor elemente ale sistemului energetic, modul de abordare și tratare are anumite particularități în cazul de față, datorită mai ales regimurilor de funcționare a filtrelor. S-a dat o extindere mai mare problemei, nefiind abordată ca atare în literatura de specialitate din țara noastră și nici literatura străină nu dă amănunte în această privință.

În materialele viitoare se va prezenta pe larg releul $RPDC_m$, caracteristici, funcționare, exploatare, precum și concluziile rezultate din exploatarea instalației.

(Articol intrat în redacție la 29 decembrie 1976)

Consumul de căldură de mers în gol al turbinelor cu termoficare

Ing. Vl. Nicu*)

Consumul de mers în gol al turbinelor cu termoficare este o mărime variabilă, depinzînd de prelevările efectuate la prizele reglabile.

Astfel, dacă în regimul de condensaţie acest consum orar este Q_{0K}, prelevarea la prizele reglabile provoacă o micşorare a lui la valoarea Q_{0T}, conform relaţiei

$$Q_{0T} = Q_{0K}\,(1 - X).$$

Funcţia X depinde, practic, de o singură variabilă — cînd avem de-a face cu prelevarea la o singură priză — şi de două variabile — în cazul prelevării simultane la două prize.

Turbinele cu contrapresiune reprezintă un caz limită, deoarece consumul lor de mers în gol rămîne o mărime fixă, rezultată după prelevarea efectuată la colectorul de eşapare. Fără modelul unei astfel de turbine, nu poate fi explicată modalitatea în care se produce variaţia consumului de mers în gol al turbinelor cu condensaţie şi prize reglabile.

Cunoaşterea variaţiei consumului de mers în gol se impune în scopul utilizării corecte a ecuaţiei de consum a turbinei, precum şi în determinările componentelor puterii în termoficare cu ajutorul aceleiaşi ecuaţii.

Turbina cu contrapresiune în gol

După cum se ştie, turbina se cuplează la colectorul de eşapare din momentul admisiei aburului la pornire.

Aşadar consumul de mers în gol depinde, în ultimă instanţă, de turaţia rotorului turbinei :

$$Q_{0T}\,|_{P=0} = \mathrm{f}(n).$$

La turaţie nominală, acest consum devine maxim, fiind deci o constantă ce caracterizează starea tehnică a spaţiului intern parcurs de abur.

Deoarece eşaparea turbinei în gol are loc în colectorul de termoficare, o parte din consumul ciclului termic intră în reţeaua consumatorilor termici externi, putîndu-se scrie :

$$Q_0\,|_{\substack{P=0\\ n=n_0}} = Q_{0T} + \Delta Q_0,$$

în care

Q_0 este consumul de căldură de mers în gol al ciclului termic ;

ΔQ_0 — căldura prelevată la contrapresiune.

Turbina cu condensaţie şi prize reglabile

Dacă teoretic un ciclu termic ar funcţiona în gol cu o astfel de turbină, la care o priză reglabilă ar rămîne deschisă pe un colector de termoficare izolat, diafragma din corpul de joasă presiune fiind închisă (permiţînd doar un debit de scăpări spre condensator), atunci,

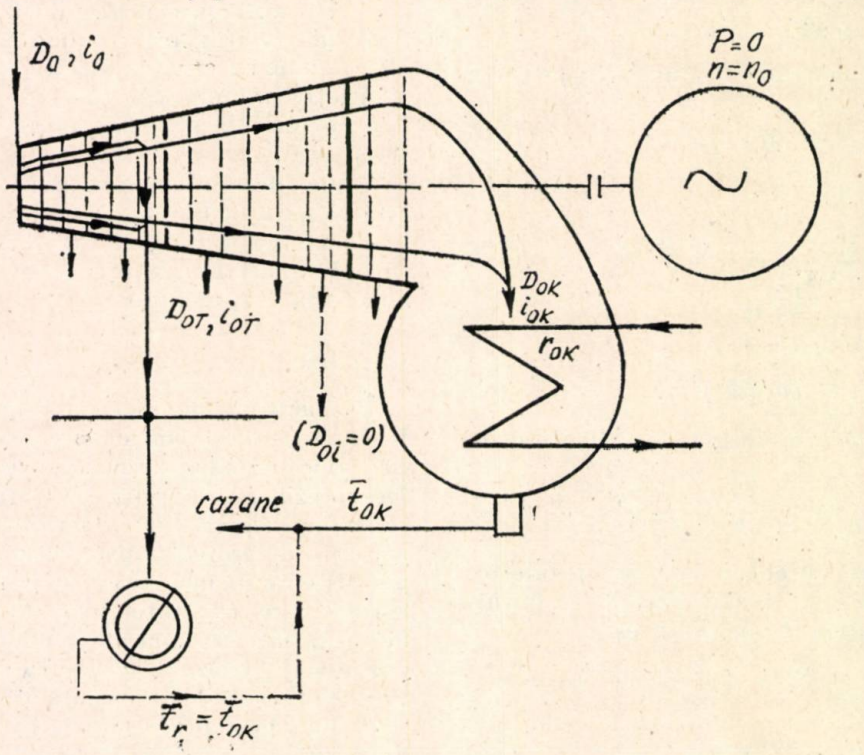


Fig. 1 Reprezentarea schematică a unei turbine în gol.

*) Vladimir Nicu este inginer la Intreprinderea „Electrocentrale"-Ploieşti.

avînd în vedere figura 1, consumul de mers în gol se definește cu relația :

$$Q_{0KT}\Big|_{\substack{P=0\\ n=n_0}} = D_{0T}\,(i_0 - i_{0T}) +$$

$$+\frac{Q_{0i} - D_{0T}\,(i_0 - i_{0T})}{i_0 - i_{0K}}\,(i_0 - \bar{t}_{0K}), \qquad (1)$$

în care

D_{0T} reprezintă debitul în gol la priza reglabilă ;

i_0, i_{0T} — entalpii ale aburului la intrare în turbină și la priza reglabilă în gol ;

i_0, $\bar{t}_{0K}$ — entalpii în gol ale aburului și condensatului din condensator ;

Q_{0i} — puterea termică internă a turbinei în gol la turație nominală ;

P — puterea la bornele generatorului ;

n_0 — turația nominală.

Consumul de mers în gol al ciclului termic în condensație se scrie astfel :

$$Q_{0K} = D_{0K}\,(i_0 - \bar{t}_{0K}). \qquad (2)$$

D_{0K} fiind debitul de abur consumat de turbină în gol, la turație nominală.

Făcînd raportul între relațiile (1) și (2), se obține relația :

$$\frac{Q_{0KT}}{Q_{0K}} = 1 - \frac{D_{0T}}{D_{0K}}\left(\frac{i_0 - i_{0T}}{i_0 - i_{0K}} - \frac{i_0 - i_{0T}}{i_0 - \bar{t}_{0K}}\right) \qquad (3)$$

Admițînd aproximarea că aburul intrat în condensator este saturat uscat, deci căldura de vaporizare, la parametrii respectivi, fiind

$$r_{0K} = i_{0K} - \bar{t}_{0K},$$

relația (3) devine :

$$\frac{Q_{0KT}}{Q_{0K}} = 1 - \frac{D_{0T}}{D_{0K}} \cdot \frac{r_{0K}\,(i_0 - i_{0T})}{(i_0 - i_{0K})\,(i_0 - \bar{t}_{0K})} = 1 - X_0 \qquad (4)$$

Prin aceasta s-a determinat funcția X_0 pentru mersul în gol, care depinde liniar de o singură variabilă :

$$X_0 = K_0 \cdot D_{0T},$$

$$K_0 = \frac{r_{0K}\,(i_0 - i_{0T})}{(i_0 - i_{0K})(i_0 - \bar{t}_{0K})\,D_{0K}}.$$

Consumul în condensație de mers în gol, Q_{0K}, are loc atunci cînd $X_0 = 0$.

Din momentul în care grupul turbogenerator este cuplat la rețea ($P \neq 0$), problema consumului de mers în gol capătă o altă reprezentare. Astfel, fiecărui debit prelevat din priza reglabilă îi corespunde un model de turbină cu contrapresiune, cu o putere termică internă maximă de mers în gol :

$$Q_{0T}^{max} = D_{0T}^{max}\,(i_0 - i_{0T}),$$

însă prin treptele unei astfel de turbine debitul de mers în gol nu va depăși D_0 și deci

$$Q_{0T}^{max} = D_0\,(i_0 - i_{0T}) \approx D_{0K}\,(i_0 - i_{0T})$$

care, în cazul prelevării unui debit oarecare (D_T), devine :

$$Q'_{0T} = Q_{0T}^{max}\,\frac{D_T}{D_T^{max}} \approx D_{0K}\,(i_0 - i_{0T})\,\frac{D_T}{D_T^{max}}.$$

Cu această precizare, relația (4) se modifică, luînd aspectul :

$$\frac{Q_{0KT}}{Q_{0K}} = 1 - \frac{r_{0K}\,(i_0 - i_{0T})}{(i_0 - i_{0K})\,(i_0 - \bar{t}_{0K})} \cdot \frac{D_T}{D_T^{max}} = 1 - X = 1 - K_T \cdot D_T, \qquad (5)$$

$$K_T = \frac{r_{0K}\,(i_0 - i_{0T})}{(i_0 - i_{0K})\,(i_0 - \bar{t}_{0K}) \cdot D_T^{max}}.$$

Relația (5) scoate în evidență faptul că, o dată cu creșterea prelevării din priza reglabilă, o parte corespunzătoare din consumul de mers în gol al turbinei se include în căldura livrată consumatorilor termici externi. Totuși consumul de mers în gol nu poate fi niciodată nul ; acesta tinde, atunci cînd debitul prelevat crește, către o valoare pozitivă finită :

$$Q_{0KT}^{min} = Q_{0K} \lim_{D_T \to D_T^{max}} (1 - X) = Q_{0K}\,(1 - X_{max}) = Q_{0K}\left[1 - \frac{r_{0K}(i_0 - i_{0T})}{(i_0 - i_{0K})\,(i_0 - \bar{t}_{0K})}\right] = Q_{0K}\,(1 - K_0 \cdot D_{0K}). \qquad (6)$$

În cazul prelevării simultane la două prize reglabile se obține următorul raport al consumurilor de mers în gol :

$$\frac{Q_{0KT}}{Q_{0K}} = 1 - \frac{r_{0K}}{(i_0 - i_{0K})\,(i_0 - \bar{t}_{0K})}\left[(i_0 - i_{0T})\,\frac{D_T}{D_T^{max}} + (i_0 - i_{0i})\,\frac{D_i}{D_i^{max}}\right] = 1 - X_T - X_i, \qquad (7)$$

în care D_t și D_t^{max} sînt debitele de abur prelevate aferente celei de-a doua prize reglabile (spre exemplu, priza de încălzire urbană).

Utilizarea expesiei (7) implică respectarea relației între D_T și D_t pe baza diagramei regimurilor turbinei :

$$D_T = \psi (D_t, P),$$

unde P este puterea grupului turbogenerator, fiind considerată parametru.

Avînd în vedere variația pe care o poate căpăta consumul de mers în gol al unei turbine cu condensație și cu prelevare la două prize reglabile, ecuația de consum a ciclului termic, lucrînd cu această turbină, este

$$Q = Q_{0K} (1 - X_T - X_t) + Q_E + Q_L = D_t \cdot (i_0 - \bar{t}_{al}), \tag{8}$$

$$Q_L = Q_T + Q_t,$$

în care

Q este consumul orar de căldură al ciclului termic ;
Q_E — căldura consumată pentru producerea puterii electrice ;
Q_L — căldura livrată ;
D_t — debitul de abur la intrarea în turbină ;
$\bar{t}_{al}$ — entalpia finală de preîncălzire a apei de alimentare.

Caracteristica prizei reglabile
Consumul de mers în gol al turbinei cu contrapresiune echivalente

Această caracteristică exprimă relația între căldura prelevată la priză și puterea în termoficare aferentă :

$$Q_L = \mathrm{f}\,(P_T), \tag{9}$$

unde :

Q_L este căldura livrată prin priza reglabilă ;
P_T — puterea în termoficare.

Punînd condiția că în gol ($P_T = 0$) priza reglabilă rămîne deschisă pe un colector de termoficare izolat, conform celor arătate anterior, căldura care intră în rețeaua consumatorilor termici este :

$$\Delta Q_0 = D_{0T} (i_0 - \bar{t}_{0K}).$$

Aceasta exprimă o fracțiune scăzută din consumul de căldură de mers în gol, Q_{0K}, fiind totodată limita inferioară caracteristică a unei prize reglabile oarecare.

Pentru cazurile obișnuite de exploatare a turbinelor, prizele reglabile sînt închise la mersul în gol, caracteristica sus-menționată avînd forma de reprezentare calitativă din figura 2.

Așa cum s-a arătat, variația consumului de căldură de mers în gol, Q_{0K}, se explică recurgînd la modele de turbină cu contrapresiune, echivalente prelevărilor efectuate la priza reglabilă. Ecuația de consum a unei astfel de turbine este :

$$Q_{iT} = Q_{0T} + \frac{860}{\eta_{lg}} P_T. \tag{10}$$

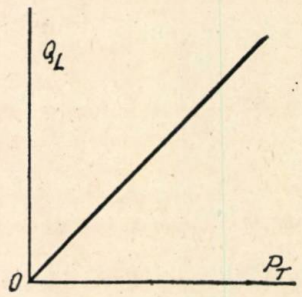


Fig. 2 · $Q_L = f(P_T)$

Reprezentarea grafică a lui (10) este, practic, o familie de drepte paralele situate în domeniul triunghiului OAB (fig. 3), avînd ca parametru Q_{0T}.

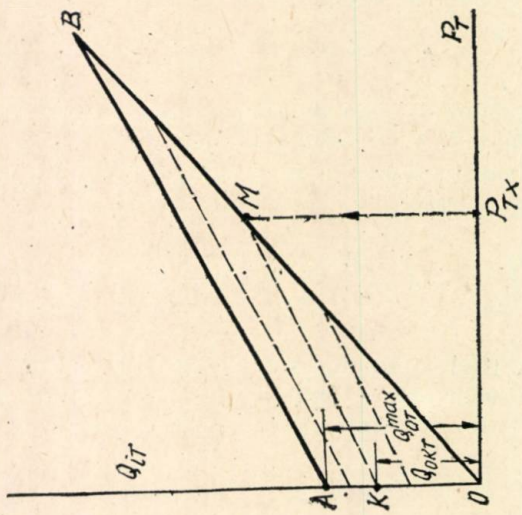


Fig. 3 · $Q_{iT} = f(P_T)$

Utilizarea diagramei din figura 3 decurge astfel : se ridică perpendiculara din P_{Tx} pînă la intersecția dreptei OB în punctul M ; din M se duce o paralelă cu AB, care intersectează axa Q_{iT} în punctul K ; ordonata OK este consumul de mers în gol căutat, Q_{0KT}.

Exemplu numeric

Se ia în considerare un grup turbogenerator VT — 100, al cărui consum de căldură de mers în gol este $Q_{0K} = 17{,}6$ Gcal/h.

În cele ce urmează va fi determinată variația acestui consum și a pierderilor în condensator datorate sarcinii în condensație, în situația că, la sacina de 100 MW, se prelevează

80 Gcal/h, respectiv 160 Gcal/h (D_T=147 t/h, D_T^{max} = 302 t/h) din priza reglabilă aferentă treptei I de preîncălzire a apei de rețea.

Conform notațiilor adoptate se dau :

D_t = 385 t/h (P = 100 MW, Q_L = 80 Gcal/h)
D_t' = 450 t/h (100 MW, 160 Gcal/h)
$\bar{t}_{al}$ = 225 kcal/kg
$\bar{t}_{al}'$ = 235 „
i_0 = 840 „
i_{0K} = 629 „
r_{0K} = 571 „
i_{0T} = 704 „
$\bar{t}_{0K}$ = 58 „

Cu (5) se obține : $1 - X = 1 - \frac{571\,(840-704)}{(840-629)\,(840-58)} \cdot \frac{147}{302} = 0{,}771.$

Noul consum de mers în gol al turbogeneratorului este :

$$Q_{0KT} = Q_{0K}\,(1 - X) = 17{,}6 \times 0{,}771 = 13{,}6 \text{ Gcal/h.}$$

Pierderile în condensator, ΔQ_K, rezultă scriind egalitatea (8) cu pierderile în condensator evidențiate :

$$Q_{0K}\,(1 - X) + \Delta Q_K + \frac{860\,P}{\eta_g} + Q_L = D_t \cdot (i_0 - \bar{t}_{al}).$$

Se obține :

$$\Delta Q_K = 385 \cdot 10^{-3}\,(840-225) - \left(13{,}6 + \frac{0{,}86 \cdot 100}{0{,}985} + 80\right) =$$

$$= 56 \text{ Gcal/h.}$$

Consumul minim de mers în gol al grupului turbogenerator, este, conform (6) :

$$Q_{0KT}^{min} = 17{,}6\left[1 - \frac{571\,(840-704)}{(840-629)\,(840-58)}\right] = 8{,}8 \text{ Gcal/h,}$$

iar pierderile în condensator :

$$\Delta Q_K' = 450 \cdot 10^{-3}\,(840-235) - (8{,}8+87{,}5+160) = 15{,}5 \text{ Gcal/h.}$$

Concluzii

O precizare în legătură cu variația consumului de căldură de mers în gol la turbinele de termoficare a fost necesară deoarece pînă în prezent această problemă nu a fost tratată corect în lucrările de specialitate, mai cu seamă în instrucțiunile privind întocmirea postcalculului și bilanțurilor energetice puse la dispoziția centralelor din țară.

(Articol intrat în redacție la 28 octombrie 1975)

Recenzii

B. TAREEV. **Physics of Dielectric Materials** (Fizica materialelor dielectrice). MIR Publishers, Moscova, 1975, 270 p., 207 fig., 20 tabele.

Această lucrare reprezintă o ediție nouă, revizuită a cărții aceluiași autor: „Fizika dielektriceskih materialov", apărută în Ed. Energhiia, în 1973. Prof. dr. ing. B. Tareev, șeful catedrei de materiale electrotehnice a Institutului de automatică și electronică din Moscova, autor a peste 300 lucrări de specialitate (articole, monografii, cărți etc.), este o personalitate de prestigiu în domeniul materialelor electrotehnice.

Această nouă carte a sa constituie un excelent manual pentru studenții facultăților de electrotehnică, electronică și energetică, dar ea se adresează deopotrivă inginerilor electrotehnicieni și electroniști care lucrează în institutele de proiectări sau în laboratoarele de încercări, precum și doctoranzilor și cercetătorilor din domeniul materialelor electrotehnice sau din domenii conexe.

Lucrarea este sistematizată într-un număr de opt capitole.

În capitolul 1, intitulat: „Fenomene de conducție în dielectrici", după ce se dau definițiile de bază și unitățile de măsură ale rezistenței de volum și ale conductivității, se prezintă expresiile rezistenței de volum a porțiunilor izolante de diverse forme (plan, cilindru, cu aplicație la izolația cablurilor). Sînt prezentate apoi conducția electrică în metale, supraconductivitatea și hiperconductivitatea, conducția electrică în semiconductoare, conducția electrică în dielectrici cu structură cristalină și teoria zonelor, conducția electrică prin electroliză și electroforeză în dielectrici, determinarea purtătorilor de sarcină în dielectricii solizi, conducția electrică în metale cu conducție unidirecțională și conducția electrică în gaze. Se prezintă, de asemenea, dependența rezistivității dielectricilor de diverși factori (temperatură, intensitatea cîmpului electric, durata de aplicare a tensiunii etc.), precum și conducția superficială a dielectricilor (expresiile rezistenței și rezistivității superficiale).

În capitolul 2 — „Fenomenul de polarizare în dielectrici" — după ce se dau noțiunile de bază privind polarizarea dielectricilor, precum și unitățile de măsură (în S.I.) corespunzătoare, se prezintă proprietățile fizico-chimice ale dielectricilor polari și nepolari. Autorul analizează cele trei tipuri de polarizări (electronică, ionică și dipolară) pe baza teoriei electronilor, oferind o serie de rezultate experimentale și trece în revistă cele mai importante contribuții aduse de o serie de autori (R. Clausius, O. Mosotti, H. Lorentz, L. Lorenz) la formarea unei teorii unitare. În subcapitolul al cincilea este prezentată dependența permitivității de diverși factori (frecvență, temperatură, presiune, umiditate, tensiune) pentru diferite materiale, iar în subcapitolul al șaselea, o serie de aspecte ale determinării permitivității combinațiilor de mai mulți dielectrici. Ultimele două subcapitole tratează cîmpul electric în dielectricii neomogeni și eforturile mecanice în dielectricii dispuși în cîmp electric (electrostricțiunea).

Capitolul 3 se ocupă de una dintre problemele cele mai importante pentru dielectrici, și anume pierderile dielectrice. După ce se dau definițiile și formulele de bază pentru evaluarea pierderilor dielectrice, se analizează fenomenul fizic care stă la baza acestor pierderi. În continuare se prezintă dependența și modul de variație a tangentei unghiului de pierderi dielectrice ($tg\delta$) de următorii factori: temperatură, umiditate, variația tensiunii, insistîndu-se în mod special asupra unei probleme noi, puțin abordată de specialiști, și anume influența tensiunii nesinusoidale asupra pierderilor dielectrice. Capitolul conține numeroase curbe pentru diverse tipuri de materiale dielectrice utilizate în practică.

Capitolul 4 — „Fenomenul de străpungere a dielectricilor" — se ocupă de străpungerea dielectricilor gazoși, lichizi și solizi, precum și de modul cum variază aceasta în funcție de material, temperatură etc.

În capitolul 5 se prezintă o categorie specială de dielectrici, și anume: dielectricii neliniari. Sînt redate o serie de aspecte ale proprietăților fizice ce caracterizează materialele feroelectrice, piezoelectrice, electreții, materiale deosebit de importante, în special în tehnica componentelor electronice.

Capitolele 6 — „Comportarea dielectricilor la umezeală" — și 7 — „Comportarea dielectricilor la solicitări termice" — constituie contribuții deosebit de interesante și de valoroase ale autorului, rezultat al unei munci de cercetare îndelungate în acest domeniu. Sînt prezentate curbe și tabele ce redau comportarea unor materiale dielectrice uzuale la solicitările amintite.

În capitolul 8 se prezintă, pe scurt, o problemă relativ nouă în domeniul materialelor electrotehnice, și anume comportarea la radiații a dielectricilor.

La sfîrșitul fiecărui capitol se propun spre rezolvare probleme reprezentative.

Cartea se încheie cu o anexă care conține constante și unități de măsură în sistemul internațional de unități, cu referire specială la cele utilizate în fizica dielectricilor, precum și o listă bibliografică cu 57 titluri.

Stilul clar, concizia și eleganța prezentării fac din cartea prof. B. Tareev un model și o apariție rară în literatura tehnică mondială.

Recomandăm această carte cu căldură inginerilor și tehnicienilor din domeniile electrotehnică, electronică și electroenergetică din R.S.R. și sugerăm Editurii tehnice (secția de fizică), pentru o mai largă circulație, traducerea ei în limba română.

Ing. **Gh. Gavrilă**,
Dr. ing. **B. Mathé**

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.S. România. Redacția: București, Str. Doamnei 14—16 Sectorul 4. Telefon: 16 65 60. Instituțiile pot achita abonamente pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Prețul unui exemplar: 5 lei. Taxele poștale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. I. c. 7129

41 401

1977 MAJ 14

E 2039

MW

3–4

energetica

VOLUMUL XXV
BUCUREŞTI MARTIE-APRILIE 1977

0 6 12 18 24

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 25 Nr. 3–4 martie–aprilie

Cuprinsul

		Pag.
Fl. Alexe şi D. Manea	**Reducerea pierderilor prin şoc la turbinele energetice cu abur şi gaze cu reacţiune redusă**	81–86
L. Mihăescu	**Timpul de ardere a cărbunelui pulverizat în funcţie de viteza relativă mediu – particulă. Contribuţii la determinarea acestuia în funcţie de spectrul hidrodinamic al curgerii**	87–91
D. V. Pillat	**Evoluţia eroziunii fasciculelor de ţevi ale cazanelor de abur**	91–95
Ahmad Nahhas	**Analiza tehnico-economică a variantelor instalaţiilor de turbine cu gaze**	96–101
Gh. Bălan, N. Badea, C. Niculescu, S. Pispiris şi C. Pitiş	**Influenţa instalaţiilor electrice de înaltă tensiune de curent alternativ asupra cablurilor de telecomunicaţii de pe teritoriul oraşelor mari**	101–105
A. Stănculescu	**Manşoane şi procedee de manşonare pentru cablurile electrice**	106–116
O. Stavrescu	**Economia de energie şi iluminatul**	117–119
CRONICĂ		
N. Dănilă şi N. Niculescu	**A V-a Consfătuire a termoenergeticienilor**	120–121

Revista apare sub îndrumarea Consiliului ştiinţific al Institutului central de cercetări energetice

Reducerea pierderilor prin şoc la turbinele energetice cu abur şi gaze cu reacţiune redusă

Ing. Fl. Alexe
şi ing. D. Manea *)

Principala problemă care trebuie urmărită la alegerea unghiului de intrare al paletelor mobile este evitarea sau reducerea la minimum a pierderilor calitative prin şocul dintre fluid şi paletă [1], [2], [3], [4]. Această chestiune este tratată pe scurt în lucrările [1], [2] fără a se face un studiu fenomenologic aprofundat şi fără o fundamentare matematică suficientă. Lucrarea de faţă îşi propune determinarea unui criteriu de alegere a unghiului optim de intrare al paletelor mobile nerăsucite, astfel încît să se minimizeze pierderile prin şocul la intrarea în palete, obţinîndu-se un spor de randament intern al treptei.

Calculul exact al pierderilor prin şoc ar presupune un studiu matematic al distribuţiei vitezelor fluidului în stratul limită din zona muchiei de atac a paletelor mobile [5], studiu în care să se ţină seama şi de fenomenele nestaţionare ce apar la trecerea succesivă a paletelor prin faţa canalelor dintre ajutaje şi a muchiilor de fugă ale acestora, de pierderile prin vîrtejuri ş.a. În final, rezultatele teoretice ar trebui corelate cu datele practice obţinute prin măsurători experimentale pentru diverse reţele de profile.

Un asemenea mod de tratare a problemei ar depăşi prin complexitate cadrul lucrării de faţă; de aceea se va utiliza prin calcul o formulă mai simplă, rezultată din studiul macroscopic al fenomenului [2], [4], [6], [7]:

$$\Delta h_{sl} = \frac{k_s \cdot w_1^2 \cdot \sin^2 \delta}{2}, \qquad (1)$$

în care

Δh_{sl} reprezintă pierderile locale prin şoc, J/kg;

w_1 — viteza relativă a fluidului la intrarea în şirul de palete, m/s;

δ — unghiul de incidenţă a fluidului cu muchia de intrare a paletei;

k_s — coeficient adimensional de pierderi prin şoc, coeficient ce depinde de geometria reţelelor de profile, de turaţia turbinei, de criteriul Mach, de valoarea unghiului δ ş.a.

*) Ing. Florin Alexe este asistent universitar la Catedra de centrale electrice, Institutul politehnic Bucureşti; Dumitru Manea este inginer în cadrul Laboratorului de surse şi tehnologii noi din ICEMENERG.

Conform [2] şi [4], pentru geometria curentă a reţelelor de profile nerăsucite din treptele de presiune ale turbinelor energetice cu reacţiune redusă, la valori ale unghiului de intrare în palete $\beta_p \leqslant 30°$ şi în regimuri subsonice cu $M < 0{,}8$, se pot considera următoarele valori medii pentru coeficientul k_s:

$$k_s = \begin{cases} (1 + \sin^2 \beta_p) \text{ dacă } \delta > 0 & \text{(fluidul loveşte extradosul paletelor mobile)} \\ (1 - \sin^2 \beta_p) \text{ dacă } \delta < 0 & \text{(fluidul loveşte intradosul paletelor mobile)} \end{cases}$$

În turbine mişcarea fluidului de lucru şi cea a paletelor mobile nu sînt mişcări plan paralele, ci o mişcare de vîrtej, respectiv o mişcare de rotaţie. Din această cauză principalele mărimi care caracterizează mişcarea fluidului şi a paletelor mobile variază în lungul paletelor. Trebuie ţinut cont de asemenea că viteza absolută de curgere a fluidului de lucru variază direct proporţional cu debitul volumic, debit care se modifică la schimbarea sarcinii.

Pierderile locale prin şoc variază deci în lungul paletei, precum şi în funcţie de debitul volumic. Pentru un regim cunoscut, pierderile globale prin şoc la intrarea în paletele mobile ale unei trepte de presiune se pot calcula prin integrarea pierderilor locale. Notînd cu x variabila de lungime ($x = 0$ la baza paletei) şi cu l_p înălţimea canalului de curgere la intrarea în paletele mobile, se poate scrie:

$$\Delta h_s = \int_{x=0}^{x=l_p} \Delta h_s(x) \cdot \mathrm{d}x. \qquad (2)$$

Deoarece unghiul vitezei relative β_1 variază în lungul paletei, în timp ce pentru paletele mobile nerăsucite β_p rămîne constant, se poate considera că există o secţiune $0 < x_0 < l_p$, în care $\beta_1 = \beta_p$ şi deci în care pierderile locale prin şoc sînt minime. Observăm că pentru zona $0 \leqslant x \leqslant x_0$ avem $\beta_1 < \beta_p$ şi $\delta < 0$, iar pentru zona $x_0 \leqslant x \leqslant l_p$, $\beta_1 > \beta_p$ şi respectiv $\delta > 0$. Valorile pierderilor locale în cele două zone vor fi calculate în moduri diferite, după cum agentul motor loveşte partea convexă sau cea concavă a paletei.

Pentru a ilustra acest fapt se va scrie integrala din relaţia (2) sub o altă formă:

$$\Delta h_s = \int_0^{x_0} \frac{w_1^2(x) \cdot \sin^2 \delta(x) \cdot (1 - \sin^2 \beta_p)}{2} \mathrm{d}x + \int_{x_0}^{l_p} \frac{w_1^2(x) \cdot \sin^2 \delta(x) \cdot (1 + \sin^2 \beta_p)}{2} \mathrm{d}x \qquad (3)$$

În continuare se va căuta un criteriu de optimizare a unghiului de intrare al paletelor mobile nerăsucite din turbomotoarele termice energetice, astfel încît să se minimizeze pierderile globale prin șoc, la sarcina cea mai probabilă. Rezolvarea matematică a acestei probleme pentru cazul general ar presupune integrarea funcției f(2) după x, explicitarea rezultatului în funcție de $\bar{x}_0$ și derivarea acestuia după variabila de optimizare $\bar{x}_0$, punînd condiția ca derivata să se anuleze:

$$\frac{d\left(\int_0^x \Delta h_s(x)\cdot \mathrm{d}x\right)}{\mathrm{d}\bar{x}_0} = 0. \qquad (4)$$

Găsirea unei asemenea soluții generale este extrem de dificilă; de aceea se vor urmări rezolvări pentru numeroase cazuri concrete extrapolînd rezultatele.

Variația vitezei absolute a fluidului de lucru cu sarcina

Modificarea sarcinii și a debitului masic de fluid ce circulă prin turbină conduce la o modificare concomitentă a debitului volumic și a vitezei absolute a fluidului.

Din acest punct de vedere se pot deosebi două cazuri extreme:

a) Trepte suficient de depărtate de primul punct de presiune fixă situat în aval și pentru care se poate aplica relația lui Flügel [2]:

$$\frac{D'_m}{D_m} = \frac{p'}{p}, \qquad (5)$$

unde:

D_m este debitul masic la regimul nominal, kg/s;

p — presiunea în punctul considerat la regimul de lucru nominal, bar.

S-a notat cu indicele $'$ un regim de funcționare diferit de cel nominal.

În acest caz între cele două stări caracterizate prin parametrii $(p_1; v_1)$ și $(p'_1; v'_1)$ are loc o transformare adiabată cu exponentul adiabatic $\varkappa$ și, știind că viteza absolută variază proporțional cu volumul specific, putem scrie:

$$\frac{c'_1}{c_1} = \left(\frac{D'_m}{D_m}\right)^{1-\frac{1}{\varkappa}}. \qquad (6)$$

Se observă că raportul vitezelor absolute pentru acest caz este direct proporțional cu raportul debitelor masice la o putere subunitară; deci la scăderea sarcinii viteza absolută scade mai încet decît debitul masic.

b) Trepte situate imediat în amonte de un punct de presiune fixă și pentru care debitul volumic este direct proporțional cu debitul masic.

Celelalte trepte pot fi considerate drept cazuri intermediare între a) și b). Majoritatea treptelor de presiune din turbinele reale corespund cazului a).

Cazuri studiate; mărimea de optimizat; modelul matematic

S-a văzut că rezolvarea matematică a cazului general de minimizare a pierderilor prin șoc la intrarea în palete este extrem de dificilă și că se va căuta o soluție prin rezolvarea unui mare număr de cazuri concrete.

Se vor considera trepte de presiune cu reacțiune redusă, cu diametre $d = 0{,}6$; $0{,}8$; 1; $1{,}2$ m și rapoartele $l_p/d = 0{,}02$; $0{,}04$; $0{,}06$; $0{,}08$; $0{,}1$. Pentru toate aceste cazuri, turația turbinei se consideră $n = 3\,000$ rot/min, iar unghiul de înclinare a ajutajelor $\alpha_1 = 12°$.

În fiecare caz în parte, gradul mediu de reacțiune ρ se consideră egal cu cel necesar [2], [3], [6].

$$\rho = \cos^2 \alpha_1 \left[1 - \left(1 - \frac{l_p}{d}\right)^2\right]. \qquad (7)$$

Raportul de viteze $x_v = u/c_1$ se alege egal cu 0,9 din raportul de viteze optim teoretic [2]:

$$x_v = \frac{0{,}9\cdot\cos\alpha_1}{2\,(1-\rho)}. \qquad (8)$$

Sarcina cea mai probabilă a turbinei se consideră de circa 80% din cea nominală, sarcină pentru care rezultă în ipotezele din cazul a) un raport al vitezelor absolute $c'_1/c_1 \simeq 0{,}94$.

Alegerea mărimii de optimizat pune o problemă deosebită. Dacă s-ar alege ca mărime de optimizat chiar unghiul β_p, rezultatele obținute ar fi valabile numai pentru valoarea aleasă a unghiului α_1 și nu s-ar putea face nici o extrapolare a rezultatelor. Este deci necesar să se aleagă o mărime de optimizat de tip criterial al cărui optim să nu fie influențat prea mult de unele caracteristici geometrice. O astfel de mărime este raportul dintre distanța de la baza paletei la secțiunea unde nu apar pierderi locale prin șoc și înălțimea paletei:

$$\bar{x}_0 = \frac{x_0}{l_p}\cdot 100\,\%.$$

Observație. Calculele făcute de autori pentru unghiuri $\alpha_1 = 10 \ldots 14°$ au demonstrat că $\bar{x}_0$ este foarte puțin influențat de variația lui α_1. Se poate considera că $\bar{x}_0$ este o funcție numai de diametru și de înălțimea paletei.

Observînd că în relaţia (3) cînd x_0 creşte, prima integrală creşte mai încet decît va scădea integrala a doua, se va căuta valoarea optimă a lui x_0 în zona $x_0 > l_p/2$ sau $\bar{x}_0 > 50\%$; altfel spus, secţiunea paletei în care nu apar pierderi locale prin şoc se va căuta în jumătatea de sus a paletei.

Debitul masic de fluid se consideră uniform distribuit pe secţiunea de trecere:

$$\frac{c_1(x)}{v_1(x)} = \text{constant}.$$

Pentru integrarea relaţiei (3) se foloseşte o metodă grafo-analitică de tipul metodei trapezelor.

Pentru a putea vedea care este influenţa pierderilor prin şoc asupra randamentului treptelor de presiune se introduce o mărime denumită „pierderea prin şoc raportată":

$$\Delta h_s^{rap} = \frac{\Delta h_s}{h_{tr}}.$$

În calculele de optimizare a lui $\bar{x}_0$ şi β_p, această mărime se consideră raportată la căderea de entalpie pe treaptă în regimul de debit cel mai probabil h_{tr}, iar în calculele ce vor urmări variaţia pierderilor prin şoc la modificarea sarcinii se va face raportarea la căderea pe treaptă modificată h'_{tr}.

Calculele concrete s-au făcut pe baza unui program de calcul scris în FORTRAN IV, prelucrat pe un calculator electronic Felix C—256.

Observaţie. În toate cazurile expuse anterior s-a constatat că valoarea lui $\bar{x}_0$ este egală sau mai mare ca 50%, dar mai mică de 55%. Aceasta demonstrează practic că valoarea pierderilor totale prin şoc la intrarea în palete mobile nerăsucite cu reacţiune redusă, variaţia unghiului δ în lungul paletei are influenţă mai mare decît faptul că aburul loveşte pe faţa concavă sau cea convexă a paletei. Matematic acest rezultat se explică prin aceea că în relaţia de calcul a pierderilor locale prin şoc (1) unghiul δ intră la pătrat în faţa unei paranteze în care β_p intră într-o sumă sau diferenţă $(1 \pm \sin^2 \beta_p)$ în funcţie de semnul lui.

În tabelul 1 se prezintă sistematizate rezultatele calculelor efectuate pe baza acestui program.

Tabelul 1

Nr.	d [m]	$\frac{l_p}{d}$	$\bar{x}_0$ [%]	$\Delta h_{s\,minim}$ [j/kg]	$\frac{\Delta h_s}{h_{tr}} \cdot 100$ [%]	β_p^{optim} [rad]	β_1^{nom} [rad]	$\Delta\beta$ [rad]
1	0,6	0,02	54	0,388640	0,001409	0,39965	0,37878	0,02087
2	0,6	0,04	52	1,670227	0,007310	0,41524	0,39127	0,02397
3	0,6	0,06	53	4,064680	0,019414	0,43309	0,40540	0,02769
4	0,6	0,08	52	7,874620	0,040104	0,45370	0,42150	0,03220
5	0,6	0,10	50	13,472360	0,072549	0,47197	0,43998	0,03199
6	0,8	0,02	53	0,690908	0,0015204	0,39965	0,37878	0,02087
7	0,8	0,04	51	2,969308	0,007574	0,41524	0,39127	0,02397
8	0,8	0,06	54	7,226088	0,019868	0,43309	0,40540	0,02769
9	0,8	0,08	51	13,999350	0,040798	0,45370	0,42150	0,03220
10	0,8	0,10	50	23,950830	0,073531	0,47197	0,43998	0,03199
11	1,0	0,02	52	1,079530	0,001588	0,39965	0,37878	0,02087
12	1,0	0,04	51	4,639510	0,007734	0,41524	0,39127	0,02397
13	1,0	0,06	53	11,290820	0,0201435	0,43309	0,40540	0,02769
14	1,0	0,08	52	21,873940	0,0412179	0,45370	0,42150	0,03220
15	1,0	0,10	50	37,423300	0,0741336	0,47197	0,43998	0,03199
16	1,2	0,02	52	1,554544	0,0016350	0,39965	0,37878	0,02087
17	1,2	0,04	53	6,680937	0,007842	0,41524	0,39127	0,02397
18	1,2	0,06	54	16,258800	0,020327	0,43309	0,40540	0,02769
19	1,2	0,08	51	31,498610	0,041499	0,45370	0,42150	0,03220
20	1,2	0,10	50	53,889340	0,0745357	0,47197	0,43998	0,03199

Pe baza acestor date s-au trasat diagramele din figurile 1, 2, 3 și 4.

Se pot face următoarele prime constatări;

1. Diferența $\Delta\beta$ dintre unghiul β_1 de înclinare a vînei de abur la regimul nominal și unghiul optim de intrare în paletă β_p^{optim} este

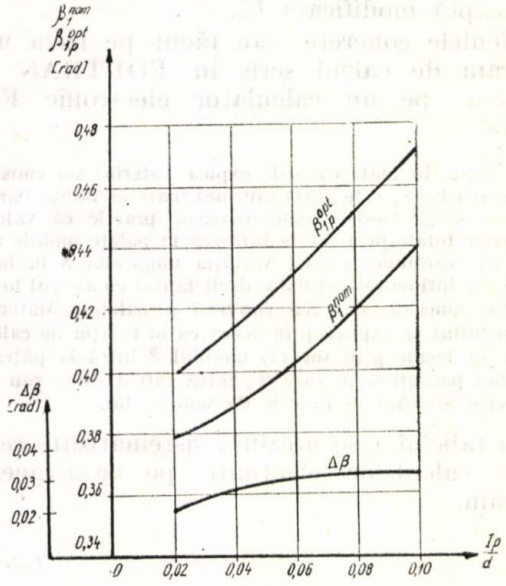


Fig. 1. Variația unghiului β_p^{optim} funcție de raportul l_p/d.

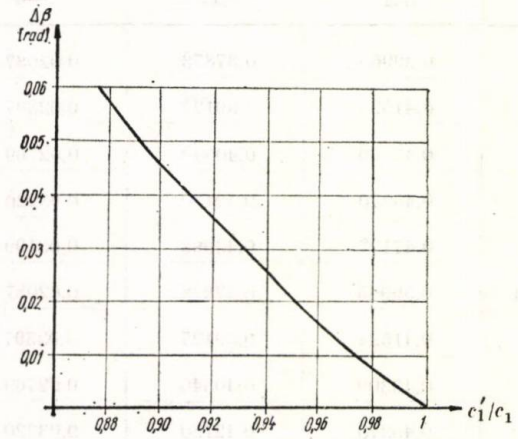


Fig. 2. Variația diferenței $\Delta\beta$ funcție de raportul c_1'/c_1.

cuprinsă, pentru paletele cilindrice cu reacțiune redusă, între 0,02 și 0,032 rad. Această diferență crește întîi cînd l_p/d crește, apoi are o tendință de stagnare. Rezultate foarte apropiate se obțin și pentru alte unghiuri α_1 cuprinse între 10°40′ și 14°, ca și pentru alte rapoarte x/x_{optim}. Transformînd gradele în radiani și luînd pentru $\Delta\beta$ o valoare medie, se poate scrie:

$$\beta_p^{optim} = \beta_1 + 1°30'; \qquad (9)$$

2. La treptele cu alt raport c_1'/c_1, diferența $\Delta\beta$ crește cu scăderea raportului c_1'/c_1 considerat ca cel mai probabil. Pentru a ilustra acest lucru s-a trasat în figura 2 variația diferenței $\Delta\beta$ pentru palete cu $l_p/d = 0{,}06$ și $x/x_{optim} = 0{,}9$. Se remarcă faptul că pentru valori ale raportului c_1'/c_1 cuprinse între 0,89 — 1 diferența $\Delta\beta$ rămîne mai mică de 3°. Valorile lui $\Delta\beta$ cuprinse între 3—5° s-ar atinge la regimuri de c_1'/c_1 cuprinse în intervalul 0,81 ... 0,89, ceea ce ar corespunde pentru cazul unui debit gravimetric de circa 50% din debitul nominal.

3. Valoarea minimă a pierderilor globale prin șoc la intrarea în paletele mobile nerăsucite cu $\beta_p = \beta_p^{optim}$ este pentru regimul optim foarte puțin influențată de diametrul treptei, fiind funcție de lungimea paletei (vezi tabelul 1 și fig. 3). Dacă se ia l_p în [cm] și $\Delta h_{s_{optim}}$ în [J], se poate scrie relația aproximativă:

$$\Delta h_{s_{optim}} \simeq k_1 \cdot l_p^2 + k_2 \cdot l_p^3, \qquad (10)$$

în care $k_1 = 0{,}245$ [J/cm²] și $k_2 = 0{,}0139$ [J/cm³].

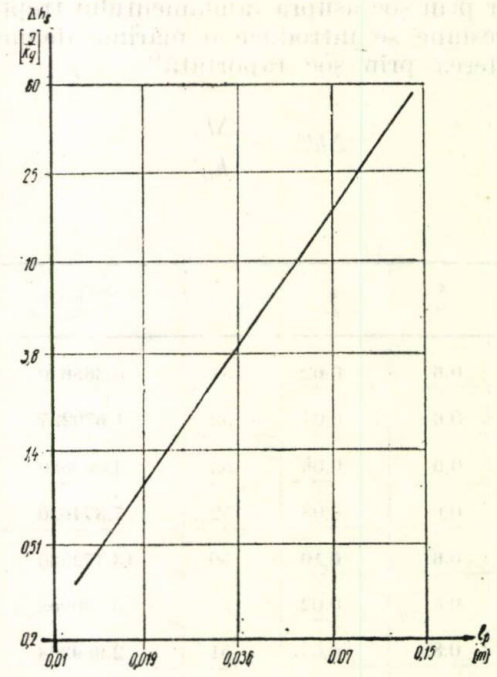


Fig. 3. Variația pierderilor prin șoc Δh_s funcție de lungimea paletei l_p.

4. Valoarea optimă a unghiului de intrare în palete β_p^{optim} este foarte slab influențată de diametrul treptei și mult mai puternic de valoarea unghiului α_1, de raportul l_p/d (vezi tabelul 1 și fig. 1) și de raportul c_1'/c_1 pentru care se consideră regimul de lucru cel mai probabil al treptei respective de presiune (fig. 2).

5. Valoarea minimă a pierderii prin șoc, raportată la intrarea în palete mobile nerăsucite cu $\beta_p = \beta_p^{optim}$, la regimul de calcul considerat cel mai probabil și pentru care se efectuează optimizarea, este foarte puțin influențată de diametrul treptei și de unghiul α_1, fiind o funcție crescătoare cu raportul l_p/d (tabelul 1 și fig. 4). Cunoscînd acest lucru, se poate scrie relația aproximativă:

$$\Delta h_{s_{optim}}^{rap} \simeq k_3 \cdot \left(\frac{l_p}{d}\right)^2 + k_4 \cdot \left(\frac{l_p}{d}\right)^3. \qquad (11)$$

în care rezultatul se dă în procente dacă: $k_3 = 3$ și $k_4 = 45$.

6. Valorile constantelor k_1, k_2, k_3, k_4 din relațiile (10) și (11) sînt aceleași pentru unghiuri α_1 cuprinse în intervalul 10°30′ ... 14°, ca și pentru alte rapoarte c_1'/c_1 apropiate de cel considerat în lucrare. Acest caz simplifică mult calculele în cazuri reale.

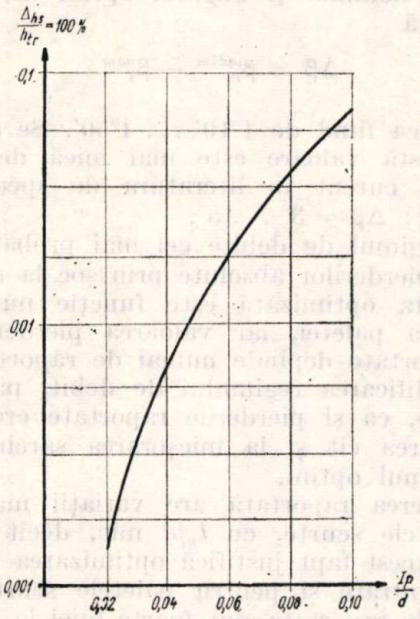


Fig. 4. Variația pierderilor prin șoc raportate $\Delta h_s/h_{tr}$ funcție de raportul l_p/d.

Variația pierderilor prin șoc în lungul paletei mobile nerăsucite și în funcție de sarcină

După cum s-a văzut, valoarea pierderilor locale prin șoc pentru o paletă de la o treaptă dată este o funcție de poziția secțiunii considerate și de sarcină. Considerăm o treaptă pentru care unghiul de intrare în paletă a fost ales pe baza criteriului expus anterior. La variația sarcinii față de regimul optim apar importante modificări ale mărimilor care determină valoarea pierderilor locale prin șoc. Variația acestor mărimi este prezentată în tabelul 2.

Observînd modul cum variază mărimile ce determină valoarea pierderilor locale prin șoc în secțiunea de bază a paletei la modificarea sarcinii, se remarcă faptul că aceste pierderi scad la reducerea sarcinii sub regimul optim și respectiv cresc la mărirea sarcinii. Modul de variație cu sarcina al pierderilor locale prin șoc în secțiunea din vîrful paletei nu poate fi estimat în mod similar, deoarece principalele mărimi care determină valoarea pierderilor locale prin șoc au tendințe contradictorii (w_1^2 scade cînd $\sin^2 \delta$ crește, și invers, w_1^2 crește cînd $\sin^2 \delta$ scade).

Din acest ultim motiv nu se poate deduce logic nici modul cum se modifică pierderile globale prin șoc la intrarea în palete, la variația

Tabelul 2

Secțiunea de calcul	Mărimea	Sarcina	
		scade	crește
Baza ($y = 0$)	w_1^2	scade	crește
	β_1	scade	crește
	$\lvert\beta_1 - \beta_p\rvert$	crește	scade
	$\sin^2 \delta$	scade	crește
Secțiunea fără șoc la intrare	x_0	scade	crește
Vîrf ($y = 100\,\%$)	w_1^2	scade	crește
	β_1	crește	scade
	$\lvert\beta_1 - \beta_p\rvert$	crește	scade
	$\sin^2 \delta$	crește	scade

sarcinii. Pentru a studia această problemă se vor face unele calcule numerice în cîteva cazuri concrete care să permită extrapolarea rezultatelor și folosirea lor în alte cazuri. Prelucrarea datelor numerice s-a făcut pe un calculator Felix C—256, cu ajutorul unui cod de calcul scris în FORTRAN IV.

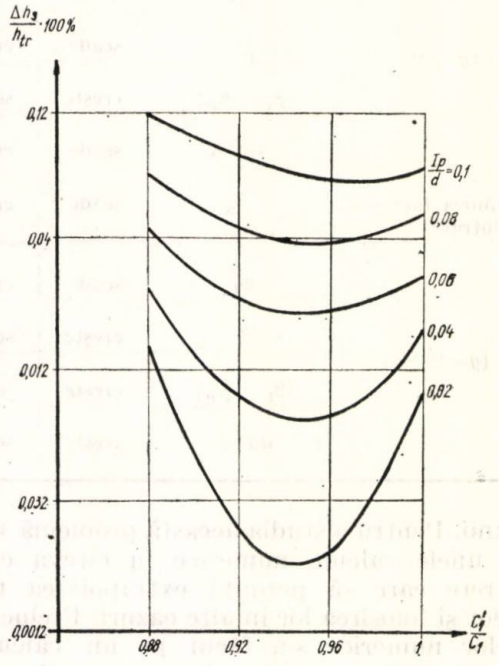
Se urmărește în mod special variația pierderii raportate prin șoc deoarece aceasta ne arată cum influențează șocul la intrarea în palete asupra randamentului intern al treptei. Rezultatele calculelor se prezintă sintetic în tabelul 3.

Tabelul 3

Nr.	d [m]	l_p [m]	$\Delta h_s/h_{tr} \cdot 100$ [%] Regim			
			0,88	0,92	0,96	1,0
1	0,8	0,016	0,01522	0,00298	0,00245	0,00977
2	0,8	0,032	0,02555	0,00980	0,00836	0,01713
3	0,8	0,048	0,04309	0,02321	0,02009	0,02924
4	0,8	0,064	0,07142	0,04586	0,03995	0,04863
5	0,8	0,080	0,12066	0,08314	0,06896	0,07230
6	1,0	0,02	0,01590	0,00311	0,00256	0,01021
7	1,0	0,04	0,02609	0,01001	0,00853	0,01749
8	1,0	0,06	0,04369	0,02354	0,02037	0,02964
9	1,0	0,08	0,07215	0,04633	0,04036	0,04913
10	1,0	0,10	0,12164	0,08382	0,06952	0,07289

Pe baza acestor rezultate s-a trasat diagrama din figura 5.

Se observă că pierderea prin şoc raportată are o alură de variaţie parabolică cu un minim la regimul pentru care s-a optimizat unghiul



Fg. 5. Variaţia pierderilor prin şoc raportate $\Delta h_s/h_{tr}$ funcţie de regimul de lucru diferite rapoarte l_p/d.

β_p. Variaţia este mai accentuată la paletele scurte cu l_p/d mici, la care, pentru variaţii mici ale regimului de lucru, punctul de pe muchia de atac a paletei, în care nu există pierderi prin şoc, se deplasează mult, putînd chiar să nu mai existe nici o secţiune fără şoc.

Valoarea pierderii prin şoc raportată, la regimuri diferite de cel optim, este foarte puţin influenţată de diametrul treptei, fiind puternic influenţată de raportul l_p/d. Pentru toate cazurile studiate (rapoartele c_1'/c_1 cuprinse între 0,88 şi 1, ceea ce înseamnă, pentru treptele la care se aplică relaţia lui Flügel, variaţii ale debitului masic între 55 şi 100%), pierderea prin şoc raportată rămîne sub 0,13 %; deci, în cazul unei alegeri corespunzătoare a unghiului de intrare, influenţa pierderilor prin şoc asupra randamentului intern este neglijabilă.

Concluzii

Printr-o alegere corespunzătoare a unghiului de intrare în paletele mobile cilindrice ale turbomotoarelor termice energetice cu reacţiune redusă, se pot minimiza pierderile prin şoc la intrarea în palete, îmbunătăţindu-se astfel randamentul intern al turbinei.

Unghiul optim de intrare în palete, β_p^{optim}, este practic egal cu unghiul de intrare a aburului în secţiunea medie a paletei, fiind o funcţie de unghiul α_1, de raportul x/x_{optim}, de raportul l_p/d şi de raportul debitelor volumice D_v'/D_v.

În ipotezele de calcul alese în lucrare, diferenţa între unghiul de intrare a aburului la regimul nominal şi unghiul optim de intrare în paletă

$$\Delta\beta = \beta_p^{optim} - \beta_1^{nom}$$

rezultă ca fiind de 1°10′ ... 1°50′. Se observă că această valoare este mai mică decît cea indicată curent în literatura de specialitate [2], [4]: $\Delta\beta = 3° \ldots 5°$.

În regimul de debite cel mai probabil, valoarea pierderilor absolute prin şoc la intrarea în paleta optimizată este funcţie numai de lungimea paletei, iar valoarea pierderii prin şoc raportate depinde numai de raportul l_p/d. La modificarea regimului de debit, pierderile absolute, ca şi pierderile raportate cresc atît la mărirea cît şi la micşorarea sarcinii faţă de regimul optim.

Pierderea raportată are variaţii mai mari la paletele scurte, cu l_p/d mic, decît la cele lungi. Acest fapt justifică optimizarea unghiului la intrare şi pentru paletele scurte, deşi pierderile raportate sînt foarte mici la regimul optim.

Printr-o alegere corespunzătoare a unghiului de intrare se poate obţine ca pierderile prin şoc raportate să se menţină la valori sub 0,15%, chiar pentru variaţii importante ale debitului masic (de la 55% la 100%).

Bibliografie

[1] Alexe, Fl. *Studiu pentru alegerea unghiurilor optime ale profilelor de palete mobile din turbinele energetice cu abur şi gaze.* În: Studii şi cercetări de energetică şi electrotehnică, nr. 4, 1973.

[2] Grecu, T., Cârdu, M. şi Nicolau, I. *Turbine cu abur.* Editura tehnică, Bucureşti, 1976.

[] Seleşteanu, A. ş.a. *Maşini energetice.* Editura tehnică, Bucureşti, 1962.

[4] Constantinescu, P. ş.a. *Turbine cu abur — Culegere de probleme.* Editura didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1966.

[5] Stodola, A. *Turbine cu abur şi gaze.* Springer-Verlag, Berlin, 1924.

[6] Şcegliaev, A. V. *Turbine cu abur.* Gosenergoizdat, Moscova, 1956.

[7] Jiriţki, G. S. *Turbine cu gaze pentru aviaţie.* Gosudarstvenoe naucino tehnicesko izdatelstvo aborghiz, Moscova, 1963.

[8] Subesko-Şubin, L. A. ş.a. *Evaluarea pierderilor de profil din reţelele de palete mobile ale turbinelor în curgere nestaţionară.* În: Energomaşinostroenie, nr. 1, 1972.

(Articol intrat în redacţie la 11 februarie 1977).

Timpul de ardere a cărbunelui pulverizat în funcție de viteza relativă mediu-particulă. Contribuții la determinarea acestuia în funcție de spectrul hidrodinamic al curgerii

Ing. L. Mihăescu *)

Primele relații matematice asupra timpului de ardere a particulelor de cărbune au pornit de la ecuațiile difuziei. Compararea cu datele experimentale a dus la necesitatea introducerii unui nou factor, și anume viteza relativă mediu-particulă.

În lucrarea de față în prima parte se vor trece în revistă unele teorii privind introducerea factorului viteză relativă în ecuațiile arderii. În partea a doua, pornind de la teoria curgerii plane și utilizînd metoda funcțiilor complexe, s-a căutat să se exprime influența vitezei relative asupra timpului de ardere pentru particule avînd o formă ce tinde spre cea cilindrică (acest lucru a apărut necesar în urma studiului microscopic al particulelor de lignit din țara noastră).

Modele fizico-matematice ce evidențiază influența vitezei relative mediu-particulă asupra timpului de ardere

Toate aceste teorii au la bază ideea existenței unui strat-limită în jurul particulei, strat a cărui grosime și primenire depind de viteza relativă între particulă și mediul ambiant.

Printre primele teorii apărute s-a numărat și cea „peliculară" a lui Davis și Hottel [1]. Ipoteza făcută consideră existența în jurul particulei de cărbune a unei pelicule gazoase aflată în regim stabilizat, grosimea particulei fiind de o mărime comparabilă cu diametrul peliculei.

Viteza de consum a particulei de cărbune q, pentru un regim de ardere cinetico-difuziv, va fi :

$$q = \frac{1}{\frac{1}{k} + \frac{1}{\beta}}, \qquad (1)$$

în care k reprezintă viteza de ardere în regim cinetic, iar β viteza de difuzie a oxigenului spre suprafața de reacție.

$$\beta = \frac{D\,\mathrm{Nu}\,d}{d},$$

în care

d este diametrul particulei ;

δ — grosimea peliculei gazoase din jurul particulei ;

Nu — criteriul Nusselt pentru difuzie.

Prin metoda analizei dimensionale, Davis și Hottel au stabilit proporționalitatea mărimii $\frac{d}{\delta}$ cu $\left(\frac{dw\,\rho}{\mu}\right)^a$, μ reprezentînd viscozitatea dinamică a gazului din peliculă, ρ densitatea gazului, iar w viteza fluxului de gaz (viteza relativă gaz-particulă). Prin introducerea criteriului Re a rezultat :

$$\frac{\delta}{d} = A\,(\mathrm{Re})^a, \qquad (2)$$

unde $A = 0{,}55 \div 0{,}6$, iar $a = 0{,}37 \div 0{,}42$.

Introducînd și noțiunea de criteriu Nusselt difuziv pentru mediu staționar, criteriu notat cu Nu_0 (la particule sferice $\mathrm{Nu}_0 = 2$), pentru viteza de consum a particulei Davis a obținut următoarea ecuație :

$$q = \frac{1}{\frac{1}{k} + \frac{1}{\frac{D}{\delta}[\mathrm{Nu}_0 + A\mathrm{Re}^a]}} \qquad (3)$$

Se remarcă apariția vitezei relative în ecuația timpului de ardere la o putere cuprinsă între 0,37 și 0,42.

Deoarece teoria lui Davis este valabilă numai pentru viteze relative scăzute, ea a fost completată cu teoria „arderii în flux" de către Blinov, care a studiat anvelopa gazoasă pornind de la analiza difuzibilitate-conducție termică. Valoarea exponentului vitezei relative obținută a fost egală cu 0,4 [2].

Pornindu-se de aici, o mare parte dintre cercetători au considerat că, indiferent de domeniul de viteze considerat, valoarea exponentului acesteia poate fi luată egală cu 0,4.

Un alt model (Hitrin) consideră curgerea în jurul particulei staționară și irotațională (rot $\bar{W} = 0$). În acest caz, viteza va deriva dintr-un potențial ($\bar{W} = \mathrm{grad}\ \varphi$). Pentru ușurința calculelor a fost folosită reprezentarea curgerii în planul numerelor complexe.

În planul complex, funcția $\varphi = \mathrm{const.}$ va reprezenta liniile de curent. Fiecărei linii de curent i se poate atașa o funcție ortogonală ψ, numită funcție de curent.

Pentru determinarea vitezei de ardere a particulei, s-a utilizat ecuația difuziei [3] ;

$$\mathrm{div}\,(D\,\mathrm{grad}\,C) - \mathrm{div}\,\bar{W}C = \nu_1^2\,CC_1 \qquad (4)$$

*) Ing. Lucian Mihăescu este asistent la Institutul politehnic București, Catedra de cazane și turbine.

în care

D — coeficientul de difuzare, m^2/s;

C — concentrația oxigenului;

C_1 — concentrația oxidului de carbon;

ν_1 — coeficient ce caracterizează viteza de formare a oxidului de carbon ($\nu_1 = \sqrt{\frac{K_{c0}}{2D}}$.) Cu K_{c0} s-a notat viteza de reacție în regim cinetic a oxidului de carbon.

Rezolvarea ecuației (4) în coordonatele φ și ψ conduce la următoarea relație de consum a oxigenului:

$$C_0 - C_s = -\sqrt{\psi' \frac{\pi D}{W_\infty}} \left(\frac{\partial c}{\partial \varphi}\right)_{\varphi=0}, \qquad (5)$$

în care C_0 este concentrația oxigenului la $x = \infty$, iar C_s concentrația oxigenului la $\varphi = 0$ (la suprafața particulei). W_∞ reprezintă viteza relativă într-un punct situat în afara perturbațiilor cîmpului vitezei din jurul particulei, iar $\psi' = \int r^2 d\psi$ (r fiind raza particulei).

Se remarcă obținerea, pe această cale pur teoretică, a exponentului vitezei relative la o valoare egală cu 0,5. Experiențele ce au urmat au arătat că la viteze foarte mari acest exponent are tendința de a trece de la valoarea 0,4 spre valoarea 0,5 [2].

În practică, față de soluțiile pur teoretice, trebuie să se țină seama și de distribuția neuniformă a concentrației oxigenului pe suprafața particulei, neuniformitate ce se accentuează odată cu mărirea vitezei de spălare a particulei. În figura 1 se arată cîmpul de ardere din jurul unei particule la viteze relative ce produc o cifră Rep > 100. (Rep reprezintă cifra Re pentru o particulă de diametru d) [4], [5].

Pe partea frontală a particulei reacția este intensă, astfel încît, dacă prin ardere s-a format oxid de carbon, acesta nu mai are timp să ardă, deoarece este suflat în spatele particulei. Se obține în final o reducere a suprafeței de reacție cu circa 40% ([5] (lucru ce explică schimbarea coeficientului din 0,4 în 0,5).

Prin considerarea variației concentrației oxigenului, ca în figura 1, se poate aduce o corectură la suprafața reală de reacție [6].

Deoarece aparatul matematic în calculele lui Hitrin — Boussinesq este foarte complicat, Blinov a împărțit pelicula gazoasă din jurul particulei de cărbune în două zone. A obținut astfel un sistem de două ecuații, fiecare avînd însă o formă mult mai simplă. Prima peliculă este caracterizată printr-o concentrație a oxigenului mai mică decît a oxidului de carbon ($C < C_1$), iar a doua peliculă printr-o concentrație a oxigenului mai mare ca a oxidului de carbon ($C > C_1$).

Soluția relației finale nu a diferit în concluzie de cea a lui Hitrin din punctul de vedere al rolului vitezei relative.

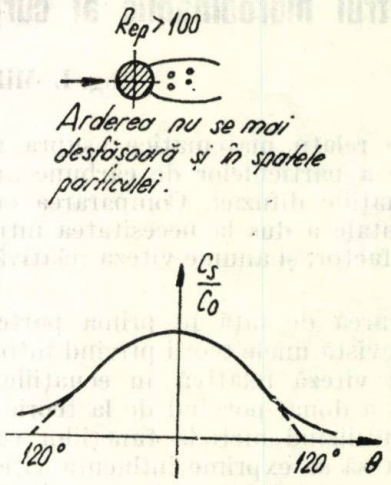


Fig. 1. Reducerea suprafeței de reacție a unei particule de cărbune odată cu creșterea vitezei fluxului gazos.

Pentru caracterizarea modificării timpului de ardere τ în funcție de viteza relativă exprimată prin cifra Rep, Vulis a propus următoarele relații, frecvent utilizate astăzi datorită preluării lor de mulți cercetători [9], [10], [11]:

$$\begin{cases} \text{Rep} < 1 & \tau = \tau_{Re=0} \\ 1 < \text{Rep} < 100 & \tau = (\tau_{Re=0}) \cdot (1 - 0{,}08\,\text{Re}^{0{,}4}) \\ \text{Rep} > 100 & \tau = (\tau_{Re=0}) \dfrac{4{,}94}{\sqrt{\text{Re}}} \end{cases} \qquad (6)$$

Contribuții la studiul influenței spectrului hidrodinamic al curgerii asupra timpului de ardere

La baza teoriei a stat ideea considerării curgerii din jurul unei particule ca o curgere plană potențială. Ipoteza este valabilă pentru particule de formă cilindrică, ea corespunzînd pentru particule de lignit, a căror formă de bastonașe a fost pusă în evidență de vizionările microscopice [7].

Mișcarea plană este caracterizată prin paralelismul vitezelor cu un plan fix dat. Ecuația liniilor de curent este determinată de ecuația [8]:

$$\bar{v} \times d\bar{r} = 0. \qquad (7)$$

Cuplarea ecuației liniilor de curent și a continuității într-un sistem permite determinarea

unei „funcţii de curgere" $\psi(x, y)$, din care derivă componentele vitezei, după cum urmează :

$$\begin{cases} v_y\,dx - v_x dy = 0 & (8) \\ \dfrac{\partial v_x}{\partial y} = \dfrac{\partial}{\partial x}(-v_y) & (9) \end{cases}$$

$$v_x = \frac{\partial \psi}{\partial y};\quad v_y = \frac{\partial \psi}{\partial x} \qquad (10)$$

Dacă mişcarea plană va fi şi potenţială (rot $\bar{v} = 0$), va rezulta şi existenţa unei funcţii φ al cărei gradient este viteza.

$$\bar{v} = \text{grad}\ \varphi \qquad (11)$$

$$v_x = \frac{\partial \varphi}{\partial x};\quad v_y = \frac{\partial \varphi}{\partial y} \qquad (12)$$

Cuplind relaţiile (10) şi (12), rezultă următorul sistem :

$$\begin{cases} \dfrac{\partial \varphi}{\partial x} = \dfrac{\partial \psi}{\partial y} \\ \dfrac{\partial \varphi}{\partial y} = -\dfrac{\partial \psi}{\partial x} \end{cases} \qquad (13)$$

Sistemul obţinut ilustrează condiţiile de monogeneitate ale lui Cauchy-Riemann, astfel că funcţia φ va reprezenta partea reală, iar funcţia ψ partea imaginară a unei funcţii de variabilă complexă $f(z)$ [8].

$$f(z) = \varphi + i\psi. \qquad (14)$$

În funcţie de coordonatele alese, variabila complexă z va avea una din exprimările :

$$z = x + iy = re^{i\theta} = r(\cos\theta + i\sin\theta). \qquad (15)$$

Curgerea mediului gazos va fi considerată ca o mişcare potenţială, cu circulaţie în jurul cercului, circulaţia de intensitate Γ reprezentînd efectul de rotaţie al particulei în jurul propriei axe. Funcţia complexă care va genera această mişcare va fi [8] :

$$f(z) = V_\infty\left(z + \frac{a^2}{z}\right) + \frac{i\Gamma}{2\pi}\ln\frac{r}{a} \qquad (16)$$

$a > 0$ reprezentînd raza cercului.

Pentru uşurinţa calculelor se va lucra în coordonate polare, cu $z = re^{i\theta}$. Se obţine succesiv :

$$f(z) = V_\infty\left(re^{i\theta} + \frac{a^2}{r}e^{-i\theta}\right) + \frac{i\Gamma}{2\pi}\ln\frac{r}{a}e^{i\theta} \qquad (17)$$

$$f(z) = V_\infty\left(r\cos\theta + ir\sin\theta + \frac{a^2}{r}\cos\theta - \right.$$

$$\left. - i\frac{a^2}{r}\sin\theta\right) + \frac{i\Gamma}{2\pi}\left(\ln\frac{r}{a} + i\theta\right) \qquad (18)$$

$$\begin{cases} \varphi = V_\infty\left(r + \dfrac{a^2}{r}\right)\cos\theta - \dfrac{\theta\Gamma}{2\pi} & (19) \\ \psi = V_\infty\left(r - \dfrac{a^2}{r}\right)\sin\theta + \dfrac{\Gamma}{2\pi}\ln\dfrac{r}{a} & (20) \end{cases}$$

Ecuaţia $\psi = 0$, pentru $r = a$ şi pentru $r = F(\theta)$, va prezenta două ramuri de curbă analog semiaxiale ox şi oy de la mişcare plană cu circulaţia nulă ($\Gamma = 0$) (fig. 2) [8].

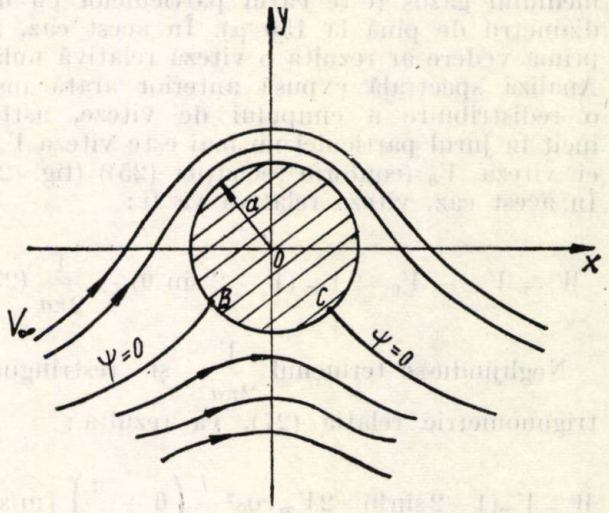


Fig. 2. Spectrul hidrodinamic al curgerii plane cu circula ţia Γ

Pentru a se găsi punctele de stagnare a vitezei ($\bar{v} = 0$) se va impune condiţia :

$$\frac{df}{dz} = V_\infty\left(1 - \frac{a^2}{z^2}\right) + \frac{i\Gamma}{2\pi z} = 0, \qquad (21)$$

de unde

$$z_{1,2} = \frac{1}{4\pi V_\infty}\left(-i\Gamma \pm \sqrt{16\pi^2 a^2 V_\infty^2 - \Gamma^2}\right) \qquad (22)$$

Componentele vitezei în coordonate polare, la periferia particulei, vor fi:

$$V_r - iV_\theta = \left(e^{i\theta}\frac{df}{dz}\right)_{r=a} = e^{i\theta}\left[V_\infty\left(1 - \frac{a^2}{z^2}\right) + \frac{i\Gamma}{2\pi z}\right]_{z=ae^{i\theta}} \quad (23)$$

$$V_r - iV_\theta = i\left(2V_\infty \sin\theta + \frac{\Gamma}{2\pi a}\right) \quad (24)$$

Va rezulta:

$V_r = 0$ — viteza radială este nulă (cercul este o linie de curent).

$$V_\theta = -\left(2V_\infty \sin\theta + \frac{\Gamma}{2\pi a}\right). \quad (25)$$

În timpul arderii pot apărea două situații:

a) Viteza particulei, V_p, să fie diferită de cea a mediului. În acest caz, viteza relativă mediu-particulă, W, va fi:

$$W = V_\infty - V_p \text{ [m/s]}. \quad (26)$$

b) Viteza particulelor să aibă practic viteza mediului gazos (este cazul particulelor cu un diametru de pînă la 150 μ). În acest caz, la prima vedere ar rezulta o viteză relativă nulă. Analiza spectrală expusă anterior arată însă o redistribuire a cîmpului de viteze, astfel încît în jurul particulei nu mai este viteza V_∞, ci viteza V_θ (conform ecuației (25)) (fig. 2). În acest caz, viteza relativă va fi:

$$W = V_\infty - V_\theta = V_\infty(1 - 2\sin\theta) - \frac{\Gamma}{2\pi a} \quad (27)$$

Neglijindu-se termenul $\frac{\Gamma}{2\pi a}$ și restrîngînd trigonometric relația (27), va rezulta:

$$W = V_\infty(1 - 2\sin\theta) = 2V_\infty \cos^2\frac{l}{2}\left(\theta + \frac{\pi}{2}\right) \text{ [m/s]}. \quad (28)$$

Această viteză relativă va putea fi socotită ca o „viteză relativă statică", spre deosebire de viteza relativă dinamică, ce se datorește unui decalaj între viteza de plutire și viteza curentului purtător ($W_{din} \sim$ Rep).

Viteza relativă statică medie va fi:

$$\overline{W} = 2V_\infty \overline{\cos^2}\frac{1}{2}\left(\theta + \frac{\pi}{2}\right) \quad (29)$$

Relația obținută poate fi introdusă în ecuația de ardere a prafului de lignit, deoarece, așa cum s-a arătat anterior, forma particulelor se apropie de o formă cilindrică [7]. Ecuațiile cuprind domeniul particulelor fine de cărbune ($d < 150$ μ), la care se poate considera o egalitate între viteza de plutire și viteza curentului. Cercetările întreprinse pe ligniții românești indică următoarele relații ale timpului de ardere τ_a [4]:

$$\tau_a = \tau_p + \tau_{mv} + \tau_{re} \text{ [s]}. \quad (30)$$

Timpul de pregătire se determină cu relația:

$$\tau_p = K_{p0}\frac{d_{mc}^{0,62}}{T_0^{4,05}\, T_a^{1,75}\, O_2^{0,34}\, \overline{W}^{0,41}}, \quad (31)$$

în care

T_0 este viteza mediului antrenant, °K;
T_a — temperatura de preîncălzire a aerului, °K;
O_2 — concentrația oxigenului;
K_{p_0} — coeficient experimental ce depinde de caracteristicile cărbunelui;
d_{mc} — diametrul mediu corectat al particulei de lignit, exprimat în cm.

Pentru o curbă granulometrică dată prin legea Rosin ($R_x = 100\ e^{-bx^n}$), valoarea diametrului mediu corectat, după Stokes, va fi:

$$d_{mc} = \sqrt{\frac{1}{10}\left(d_{c_5}^2 + d_{c_{15}}^2 + \ldots + d_{c_{95}}^2\right)}, \quad (32)$$

în care d_c reprezintă diametrul de calcul pentru un rest pe curba granulometrică egal cu indicele cifric scris la baza diametrului. Pentru particulele măsurate microscopic, diametrul de calcul se va determina cu ajutorul relației:

$$d_c = \sqrt[3]{\frac{6V_p}{\pi}} = 1{,}24\sqrt[3]{V_p} = 1{,}24\sqrt[3]{a \cdot b \cdot c} \quad (33)$$

a, b și c reprezentînd dimensiunile particulei după trei direcții perpendiculare.

Timpul de ardere a materiilor volatile va fi:

$$\tau_{mv} = K_v\, d_{mc}^{m_1} \text{ [s]}, \quad (34)$$

unde K_v și m reprezintă doi coeficienți ce depind de felul cărbunelui.

Timpul de ardere a reziduului carbonos se va determina cu relația:

$$\tau_{re} = \frac{Br}{T_a^{0,78} \cdot \overline{W}^{0,32}}\left(\frac{2090}{T_0} - 0{,}64\right)\left(\frac{46{,}7}{O_2} - 1{,}23\right)(K_D)_{\substack{1000°C \\ 21\%\ O_2}} \cdot d_{mc}^2 \text{ [s]}, \quad (35)$$

Br fiind o constantă ce depinde de natura lignitului, iar $(K_D)_{1000°C}^{21\%\ O_2}$ este constanta vitezei de ardere pentru un regim caracterizat prin 1000°C şi 21% oxigen.

O scriere condensată pentru evidenţierea rolului vitezei relative va conduce la următoarea expresie :

$$\tau_a = \tau_{p0} \cdot \overline{W}^{-0,41} + \tau_{mv} + \tau_{rc_0} \cdot \overline{W}^{0,32} \text{ [s]}. \quad (36)$$

Concluzii

Pentru definirea mai exactă a influenţei vitezei relative asupra timpului de ardere a particulelor de lignit, s-a introdus studiul curgerii plane potenţiale a mediului gazos.

S-a reuşit în acest fel să se obţină o relaţie matematică pentru determinarea vitezei relative mediu-particulă, utilă dacă se are în vedere imposibilitatea măsurării acesteia prin metode clasice.

Bibliografie

[1] Davis, H. şi Hottel, H. G. În: Int. Eng. Chemistry, nr. 26, 1934, p. 749—757.

[2] Blinov, I. V. În: Izvestiia Vsesoiuznovo teplomihniceskovo instituta, nr. 7, 1934.

[3] Predvoditelev, C. A. şi Hitrin, I. L. *Gorenie ugloroda*. Ed. Acad. U.R.S.S., Moscova-Leningrad, 1949.

[4] Carabogdan, I. şi Pănoiu, N. *Bazele teoretice ale aprinderii şi arderii combustibililor solizi*. Ed. Acad. R.S.R., 1969.

[5] Pănoiu, N. ş.a. *Instalaţii de ardere*. Editura tehnică, 1968.

[6] Manolescu, D. *Influenţa vitezei relative mediu-particulă asupra vitezei de ardere a unei particule de combustibil solid*. Studiu ICPET, 1964.

[7] Mihăescu, L. *Modele fizico-matematice pentru arderea unui nor de praf de cărbune. Contribuţii la influenţa curbei granulometrice*. În: Energetica, 24, nr. 5, 1976.

[8] Florea, J. *Mecanica fluidelor şi hidraulica*, vol. 1, I.P.B., 1975.

[9] Masdin, F. G. şi Thring, M. W. *Combustion of single droplets of liquid fuel*. În: Journ. of the Inst. of Fuel, nr. 35, 1962, p. 251.

[10] Kolodkina, A. şi Tuhanova, A. *Otcet FTL—VTI*, 1936—1937.

[11] Vulis, A. L. *Calculation of combustion times of coa particles*. În: Journ. of the Inst. of Fuel, nr. 35, 1962, p. 251.

(Articol intrat în redacţie la 29 septembrie 1976)

Evoluţia eroziunii fasciculelor de ţevi ale cazanelor de abur

Ing. **D. V. Pillat** *)

Eroziunea ţevilor — problemă actuală a exploatării cazanelor de abur

Utilizarea pe scară tot mai largă a combustibililor solizi prin ardere în centralele electrice are ca urmare intensificarea uzării ţevilor datorită acţiunii de eroziune a cenuşii asupra suprafeţelor de încălzire prin convecţie ale cazanelor de abur. Fasciculele aparţinînd zonelor finale de schimb de căldură sînt cele mai expuse deteriorărilor de acest fel. O statistică referitoare la avariile datorate spargerilor de ţevi la cazanele de abur de debite mari alimentate cu cărbune a scos în evidenţă faptul că ponderea incidentelor provocate de eroziune a fost în ultimii ani în continuă creştere, situîndu-se în etapa actuală la peste 10%. Numărul anual de avarii ca urmare a erodării ţevilor de către cenuşă este în medie mai mare de 40.

A apărut astfel necesitatea studierii fenomenului de eroziune în vederea reducerii avariilor de acest fel. Aspectul esenţial al acestei probleme îl constituie determinarea duratelor maxime de funcţionare a ţevilor supuse uzării, devenind posibilă planificarea judicioasă a perioadelor de înlocuire a suprafeţelor de încălzire.

Scoaterea ţevilor din funcţiune datorită distrugerii depinde de subţierea maximă a peretelui acestora. Pînă în prezent nu este clarificată pe deplin evoluţia în timp a subţierii maxime, cît şi dependenţa dintre aceasta din urmă şi pierderea de metal ca urmare a uzării ţevii. Diverşi autori [1], [2], [3] au pornit, în elaborarea unor reprezentări ale fenomenului de erodare a ţevilor, de la premisa variaţiei direct proporţionale a reducerii grosimii peretelui cu durata procesului. Acest fapt a fost verificat cu aproximaţie prin experimentări de scurtă durată [1], [4]. Totodată a fost dovedită, prin încercări pe cazane şi pe standuri de probe, dependenţa de timp cvasiliniară a reducerii greutăţii prin uzare a ţevilor. O confirmare a acestei ultime constatări este relevată în figura 1, în care sînt prezentate rezultatele

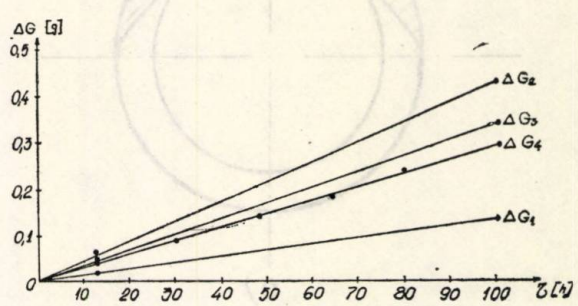


Fig. 1. Dependenţa pierderii în greutate a eşantioanelor de probă de durata experimentării, pentru primele patru rînduri de ţevi ale fasciculului.

*) Ing. Dan Vasile Pillat este cercetător ştiinţific la ICEMENERG.

unor experimentări pe un stand de încercări la eroziune cu un amestec de cenușă și aer la temperatura ambiantă, în cazul economizorului cazanelor VZKG, montate în CET Craiova.

Examinarea unui număr însemnat de țevi confecționate din diverse oțeluri, cu grade diferite de uzură și aparținînd unor instalații și așezări în fascicul diferite, a scos în evidență anumite particularități privind aspectul porțiunilor erodate. Dacă în fazele incipiente ale procesului conturul exterior al țevilor are o formă foarte rotunjită, apropiindu-se de cel inițial, la eroziune avansată, profilul remanent devine din ce în ce mai ascuțit, așa cum se vede în figura 2.

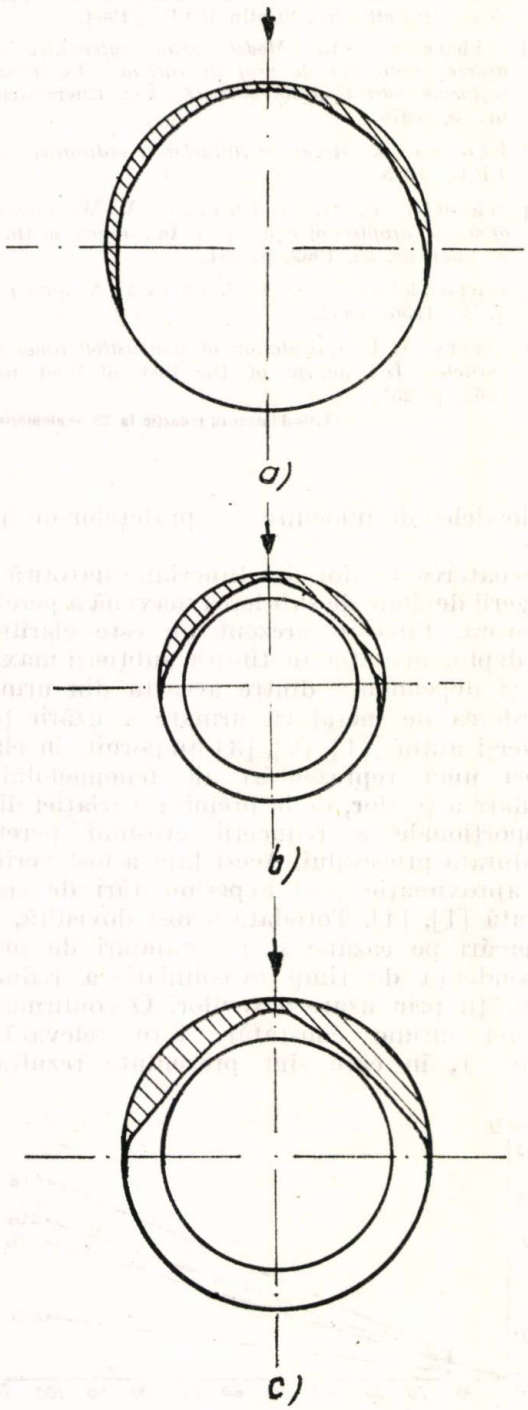


Fig. 2. Forma țevilor erodate.
a — eșantion din azbest, după încercare pe stand de 2 ore;
b — țeavă din oțel-carbon după circa 18 000 ore de funcționare;
c — țeavă din oțel, slab aliat, după 80000 ore de funcționare [5].

Studierea profilului țevilor erodate a condus, de asemenea, la două constatări importante: în primul rînd, subțierea maximă a peretelui țevii are loc la un unghi de impact *) invariabil în decursul procesului, cuprins între 35 și 45°, în funcție de materialul țevii și de poziția acesteia în fascicul; în al doilea rînd, subțierea peretelui în partea frontală a țevii se menține tot timpul aproximativ la jumătate din subțierea maximă.

Toate aceste observații au permis elaborarea unui model matematic care să descrie evoluția în timp a nivelului de uzare a țevilor.

Modelul matematic propus

Reprezentarea geometrică a modelului eroziunii țevilor este arătată în figura 3.

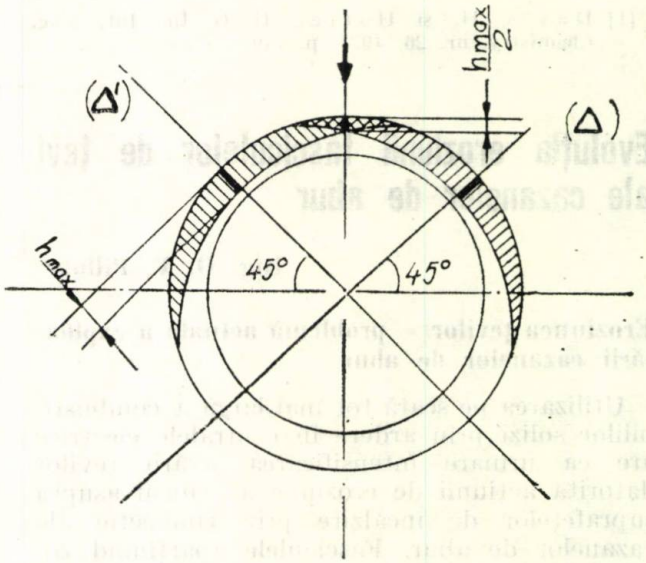


Fig. 3.

Profilul porțiunii uzate a țevii este determinat de către arcele a două cercuri ale căror centre se deplasează simultan pe dreptele (Δ), respectiv (Δ'), situate la un unghi corespunzător unghiului de impact de 45°. În momentul inițial, aceste cercuri coincid cu cel ce reprezintă periferia țevii. Raza cercurilor mobile crește în decursul procesului, rezultînd astfel în fazele de eroziune avansată forma „de acoperiș" a țevii. Subțierile maxime h_{max} aflîndu-se pe dreptele (Δ) și (Δ'), subțierea peretelui în partea frontală a țevii va fi $\frac{h_{max}}{2}$. Aria dublu haşu-

*) Se definește ca unghi de impact unghiul format de tangenta la suprafața țevii în punctul de contact al particulei erozive incidente și direcția fluxului de amestec fază solidă — gaz.

rată pune în evidență faptul că în realitate uzarea are loc pe o porțiune din circumferința țevii, care este ceva mai mare decît cea descrisă în figură.

Pentru stabilirea relației de calcul, se pornește de la ipoteza verificată practic a dependenței liniare în timp a pierderii în greutate a țevii.

$$\Delta G = v_u \tau, \qquad (1)$$

în care

ΔG este pierderea în greutate prin eroziune a țevii;

v_u — viteza de uzare, care reprezintă pierderea în greutate a țevii în unitatea de timp;

τ — durata de funcționare.

Pe de altă parte, dacă se consideră lungimea țevii egală cu unitatea, va rezulta:

$$\Delta G = \gamma S, \qquad (2)$$

în care γ este greutatea specifică a metalului, iar S aria secțiunii transversale a porțiunii de țeavă din care a fost îndepărtat metalul prin uzare. Aria S se determină prin transpunerea figurii 3 în figura 4, în care este prezentată intersecția conturului exterior inițial de rază r al țevii cu unul din cercurile de rază variabilă R.

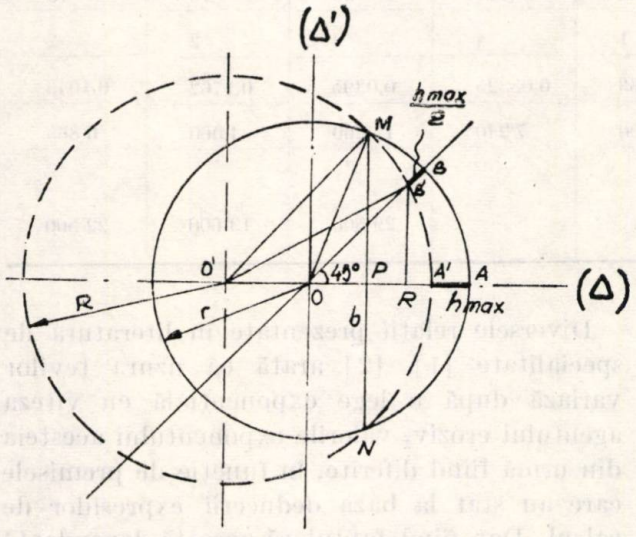


Fig. 4.

Conform relației aproximative a ariei segmentelor de cerc, rezultă:

$$\frac{s}{2} = \frac{2}{3}\overline{MN}\,(\overline{PA} - \overline{PA'}), \qquad (3)$$

în care $\overline{PA} - \overline{PA'} = h_{max}$.

Din triunghiurile dreptunghice OPM, $O'PM$, ORB' și $O'RB'$ se deduce mărimea segmentului $\overline{MN}$ în funcție de mărimile r și h_{max}:

$$\frac{\overline{MN}}{2} = \left[r^2 - \left(\frac{0{,}103 h_{max}^2 + 0{,}414\, r^2 - 0{,}164\, r\, h_{max}}{r - 0{,}75\, h_{max}} \right)^2 \right]^{1/2} \qquad (3\,a)$$

Din relațiile (1), (2), (3) și (3a) rezultă în final relația dintre subțierea maximă a peretelui țevilor și perioada de funcționare a acestora în condiții de eroziune:

$$\tau = \frac{2{,}667\, \gamma\, h_{max}}{v_u} \left[r^2 - \left(\frac{0{,}103\, h_{max}^2 + 0{,}414\, r^2 - 0{,}164 r h_{max}}{r - 0{,}75\, h_{max}} \right)^2 \right]^{1/2} \qquad (4)$$

Dacă în această relație τ este exprimat în ore și h_{max} cît și r (raza exterioară a țevii) în milimetri, γ va fi dat în g/mm^3, iar v_u — viteza de uzare corespunzătoare unei lungimi a țevii de 1 m — în g/h.

3. Relația de calcul simplificată. Durate maxime de utilizare a țevilor

Prin intermediul relației (4) au fost calculate și reprezentate grafic variațiile în timp ale mărimii h_{max} pentru o serie de cazuri concrete, la diverse valori ale vitezei de uzare și ale diametrului exterior al țevilor. Din aceste determinări a reieșit că aspectul curbelor este apropiat de cel al unor drepte, ceea ce a condus la ideea liniarizării relației de calcul. Ca atare, expresia (4) poate fi pusă sub forma:

$$\tau \simeq \frac{2{,}667\, \gamma\, h_{max}}{v_u}\, mr, \qquad (5)$$

în care m reprezintă un parametru. Din determinarea în cazurile considerate a pantelor dreptelor prin metoda abaterilor medii pătratice minime față de relația (4), a rezultat că valorile coeficientului m sînt foarte apropiate de 0,9. Pe de altă parte, ținînd seama de faptul că pentru oțelurile folosite uzual în construcția cazanelor de abur greutatea specifică este de $7{,}85 \times 10^{-3}$ g/mm^3, se deduce în final următoarea formulă simplificată de calcul:

$$\tau \simeq 9{,}42 \frac{d\, h_{max}}{v_u} \text{ (ore)}, \qquad (6)$$

în care d este diametrul exterior al țevii (mm). Relația este valabilă pentru orice stadiu al fenomenului.

Viteza de uzare — mărime semnificînd condițiile specifice în care decurge procesul de eroziune — depinde de o serie de factori: viteza și concentrația particulelor de cenușă, proprietățile abrazive ale cenușii, dispunerea țevilor în fascicul, materialul și temperatura țevilor, cît și starea suprafeței acestora.

În tabelul 1 sînt indicate vitezele de eroziune determinate pe standul de încercări, pentru rîndurile cele mai periclitate de eroziune ale economizoarelor unor cazane existente, cu respectarea particularităților constructive și funcționale ale acestora. Atît eșantioanele de probă, cît și amestecul cenușă-aer au funcționat la temperatura ambiantă.

Duratele de funcționare date în tabel au fost stabilite pe baza relației (6), considerîndu-se că valoarea h_{max} la care țevile trebuie înlocuite fără pericolul producerii avariilor este de 2 mm [1].

În figura 5 sînt prezentate dreptele trasate după relația (6) pentru cazurile considerate.

Din experimentarea fenomenului cu considerarea efectului tuturor factorilor care îl influențează (temperatura de lucru a peretelui țevilor ș.a.), rezultă valori substanțial mai scăzute ale vitezelor de uzare, ceea ce conduce la o multiplicare a duratelor de utilizare determinate „la rece" a elementelor de schimb de căldură supuse eroziunii. Acest fapt este relevat prin prezentarea în tabelul 1 a duratelor de utilizare a țevilor (la $h_{max} = 2$ mm) pentru viteze de uzare măsurate în condiții de exploatare a instalațiilor.

Compararea rezultatelor obținute prin intermediul modelului propus cu datele experimentale existente arată o bună concordanță, abaterile situîndu-se sub 6 %. De exemplu, pentru cele trei cazuri prezentate în figura 2, abaterile față de valorile rezultate din relația (6) sînt următoarele:

a) 5,5 %; b) 0,9 %; c) 3,2 %.

Tabelul 1

Combustibilul utilizat	Lignit	Lignit	Lignit	Lignit	Huilă mixtă	Lignit
Puterea calorică inferioară a combustibilului, kcal/kg	1 750	1 750	1400—1800	2 100	3 750	2 700
Așezarea țevilor în fascicul	Alternată	În linie	În linie	Alternată	Alternată	Alternată
Dimensiunile țevilor, mm	Ø 32 × 4	Ø 32 × 4	Ø31,8 × 4,5	Ø 32 × 3,5	Ø 38 × 4,5	Ø 38 × 4,5
Pasul transversal al țevilor, mm	76	76	80	90	105	140
Pasul longitudinal al țevilor, mm	60	60	65 (120)	55	75	70
Rîndul de țevi cel mai periclitat	2	1	4	2	2	2
Viteza de uzare „la rece", g/h	0,2047	0,0763	0,08325	0,0395	0,1762	0,1043
Durata de utilizare a țevilor „la rece", ore	2 945	7 900	7 240	15 260	4 060	6 865
Durata de utilizare a țevilor pentru viteze de uzare măsurate în exploatare, ore	10 400	—	—	29 500	13 600	22 500

Diversele relații prezentate în literatura de specialitate [1], [2] arată că uzura țevilor variază după o lege exponențială cu viteza agentului eroziv, valorile exponentului acesteia din urmă fiind diferite, în funcție de premisele care au stat la baza deducerii expresiilor de calcul. Dat fiind faptul că această dependență este puternică, o comparare a rezultatelor obținute prin relația propusă cu relațiile amintite nu poate fi concludentă; singurul mod corect de comparare a rezultatelor este acela în care se consideră exponentul vitezei agentului eroziv determinat în condițiile specifice ale materialelor și dispunerii în fascicul a țevilor, cît și ale cenușilor considerate [6]. Pentru cazul notat cu 1 în tabelul de mai sus, exponentul vitezei

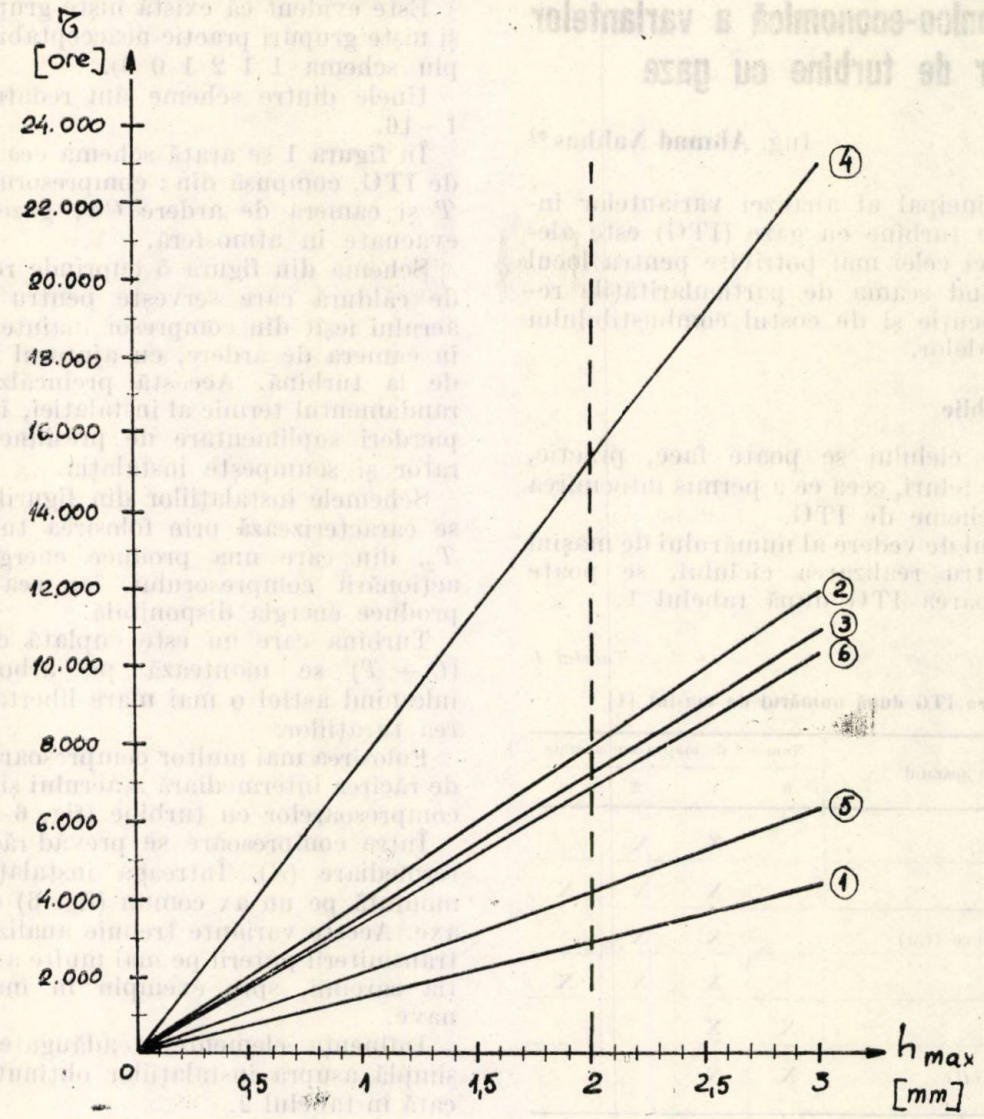


Fig. 5. Evoluția în timp a subțierii maxime a peretelui țevilor [după relația (6)].

(dedus experimental „la rece") este de 2,82; prin utilizarea acestei valori în relația prezentată în [1], rezultă o eroare de calcul a duratei de funcționare a țevilor de circa 3% față de cea determinată prin intermediul relației (6).

Bibliografie

[1] Dubovski, I. E. *Zolovoi iznos trub i dopustimie skorosti dvijeniia gazov v kotelnih agregatov.* În: Energomașinostroenie, nr. 2, 1962.

[2] Bratcikov, V. N. *K voprosu o zolovom iznose trubceatih poverhnosti nagreva kotloagregatov.* În: Izv. vuzov, Energhetika, nr. 5, 1958.

[3] Bratcikov, V. N. *Zolovoi iznos trub, naklono raspolojenih k potoku.* În: Izv. vuzov. Energetika, nr. 2, 1959.

[4] Swirski, I. *Issledovanie protessa zolovovo iznosa poverhnostei nagreva kotlov.* Simpozion CAER, T III, R. 7, Varna, mai 1972.

[5] Fehndrich, W. *Verschleissuntersuchungen an Kesselrohren.* Disertație, T. H. Karlsruhe, 1968.

[6] Pillat, D. V. *Results of research on erosion caused by fly ash inside steam boilers.* Seminar CEE-ONU, R. 28, Varna, aprilie 1976.

(Articol intrat în redacție la 1 februarie 1977)

Analiza tehnico-economică a variantelor instalațiilor de turbine cu gaze

Ing. **Ahmad Nahhas** *)

Scopul principal al analizei variantelor instalațiilor de turbine cu gaze (ITG) este alegerea schemei celei mai potrivite pentru locul specific, ținînd seama de particularitățile regiunii în discuție și de costul combustibilului și al materialelor.

Scheme posibile

Realizarea ciclului se poate face, practic, în mai multe feluri, ceea ce a permis întocmirea diferitelor scheme de ITG.

Din punctul de vedere al numărului de mașini folosite pentru realizarea ciclului, se poate deosebi gruparea ITG după tabelul 1.

Tabelul 1

Clasificarea ITG după numărul de mașini [1]

Mașina sau aparatul	Numărul de mașini sau aparate			
	0	1	2	3
Compresorul (C)		X	X	
Turbina (T)		X	X	X
Camera de ardere (Ca)		X	X	
Axe (A)		X	X	X
Răcitorul (S)	X	X		
Recuperatorul (R)	X	X		

Combinarea diferitelor posibilități duce la $3^2 \cdot 2^4 = 144$ scheme posibile.

Modul de notare a schemelor :

— Pentru schema cea mai simplă a ITG :

$T_1 \cdot C_1 \cdot Ca_1 \cdot A_1 \cdot S_0$. sau 1 1 1 1 0 0,

— Pentru schema simplă cu două compresoare :

$T_1 \cdot C_2 \cdot Ca_1 \cdot A_1 \cdot S_0 R_0$ sau 1 2 1 1 0 0.

După aceste notații rezultă grupările :

1 1 1 1 0 0 2 1 1 1 0 0 3 1 1 1 0 0 1 2 1 1 0 0
1 2 1 1 0 0 2 2 1 1 0 0 3 2 1 1 0 0 1 2 1 1 0 0
1 1 2 1 0 0 2 1 2 1 0 0 3 1 2 1 0 0 1 2 2 1 0 0
1 1 1 2 0 0 2 1 1 2 0 0 3 1 1 2 0 0 1 2 1 2 0 0
1 1 1 1 1 0 2 1 1 1 1 0 3 1 1 1 1 0 1 2 1 1 1 0
1 1 1 1 0 1 2 1 1 1 0 1 3 1 1 1 0 1 1 2 1 1 0 1
ș.a.m.d.

*) Ing. Ahmad Nahhas este doctorand la Institutul politehnic București

Este evident că există niște grupuri identice și niște grupuri practic neacceptabile (de exemplu schema 1 1 2 1 0 0).

Unele dintre scheme sînt redate în figurile 1—16.

În figura 1 se arată schema cea mai simplă de ITG, compusă din : compresorul C, turbina T și camera de ardere Ca; gazele arse sînt evacuate în atmosferă.

Schema din figura 5 cuprinde recuperatorul de căldură care servește pentru reîncălzirea aerului ieșit din compresor înainte de intrarea în camera de ardere, cu ajutorul gazelor arse de la turbină. Această preîncălzire mărește randamentul termic al instalației, însă produce pierderi suplimentare de presiune în recuperator și scumpește instalația.

Schemele instalațiilor din figurile 2, 3, 4, 5 se caracterizează prin folosirea turbinelor T_1, T_2, din care una produce energia necesară acționării compresorului, iar cea de-a doua produce energia disponibilă.

Turbina care nu este cuplată cu agregatul ($C + T$) se montează pe arbore separat, înlesnind astfel o mai mare libertate în alegerea turațiilor.

Folosirea mai multor compresoare este legată de răcirea intermediară a aerului și de cuplarea compresoarelor cu turbine (fig. 6—10).

Între compresoare se prevăd răcitoarele intermediare (S). Întreaga instalație poate fi montată pe un ax comun (fig. 6) sau pe două axe. Aceste variante trebuie analizate în cazul transmiterii puterii pe mai multe axe, cu variația sarcinii, spre exemplu în instalațiile pe nave.

Influența elementelor adăugate în schemă simplă asupra instalațiilor obținute este indicată în tabelul 2.

Tabelul 2

Influența elementelor schemei asupra criteriilor de calitate

Criteriul	Element adăugat				
	Turbină	Compresor	Răcitor	Recuperator	Camera de ardere
η	↗	↑	↗	↑	↗
CI	↑	↗	↗	↑	↗
R	↗	—	—	↙	↑
Q	↙	↓	↗	↓	↑

↗ mărește ↙ scade
↑ mărește mult ↓ scade mult

η este randamentul total ;
CI — costul instalației ;
R — reglabilitatea (performanța) ;
Q — pierderile în evacuarea gazelor.

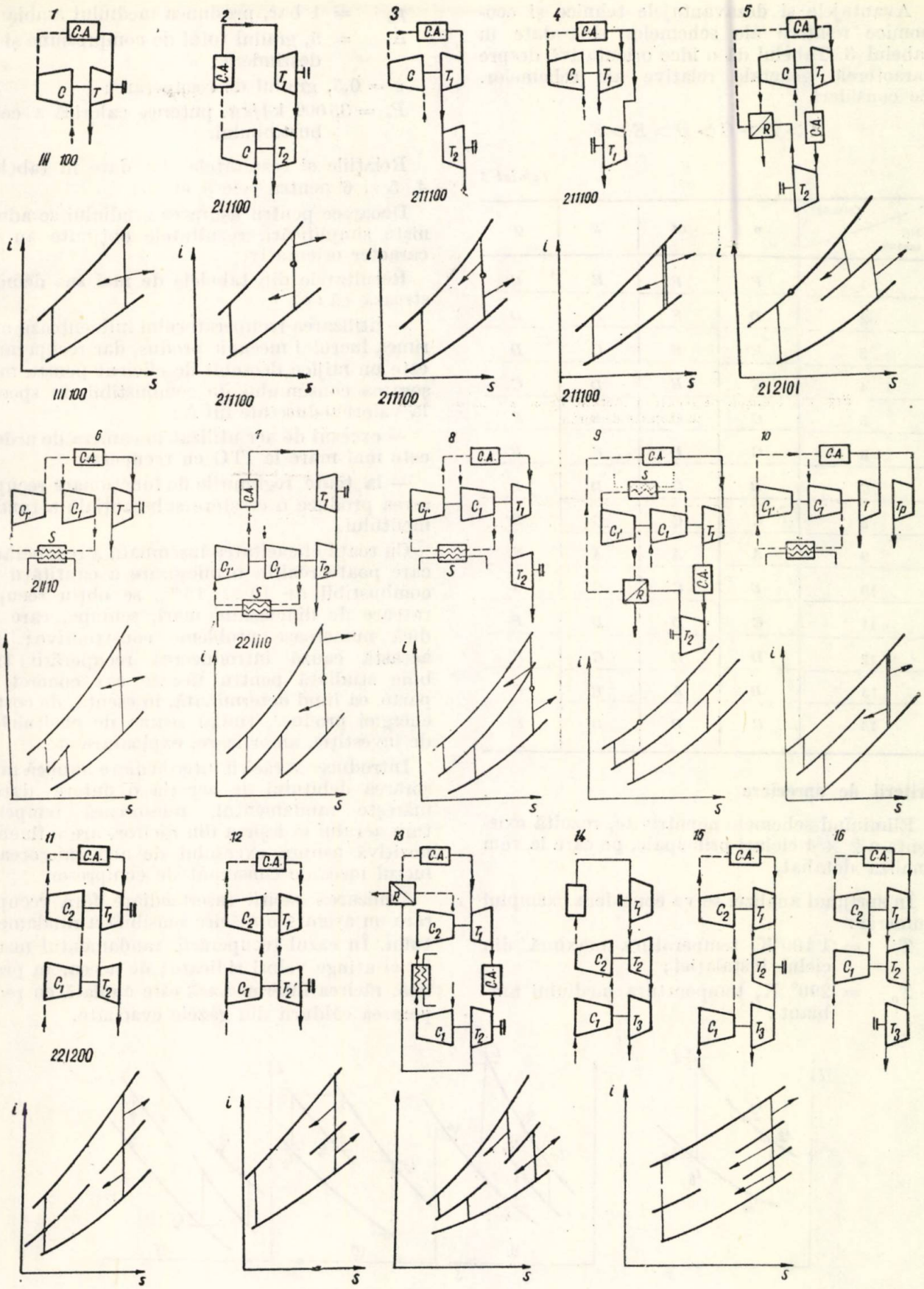


Fig. 1—16. Scheme ITG, cicluri în diagrama $i-s$, notații.

Avantajele și dezavantajele tehnice și economice relative ale schemelor sînt date în tabelul 3. Tabelul dă o idee orientativă despre caracterele generale relative ale schemelor. Se consideră

$$A > B > C > D > E > F$$

Tabelul 3

Nr. scheme \ Criteriu	η	CI	R	Q
1	F	F	E	E
2	D	E	F	D
3	E	E	C	D
4	E	E	D	C
5	C	C	B	F
6	C	D	F	B
7	B	C	D	B
8	C	C	C	B
9	A	A	A	F
10	B	C	C	A
11	C	D	D	F
12	D	D	C	F
13	B	A	B	F
14	C	B	B	F

Criterii de apreciere

Eliminînd schemele nepotrivite, rezultă existența a 2 × 4 cicluri principale, pe care le vom analiza detaliat.

În sprijinul analizei se va considera exemplul numeric :

T = 1 100°K, temperatura maximă din ciclul instalației ;

T_0 = 290° K, temperatura mediului ambiant ;

p_0 = 1 bar, presiunea mediului ambiant ;

Δ = 5, gradul total de compresiune și de destindere ;

σ = 0,5, gradul de recuperare ;

P_c = 35 000 kJ/kg, puterea calorică a combustibilului.

Relațiile și rezultatele sînt date în tabelele 4, 5 și 6 pentru cele 8 cicluri.

Deoarece pentru ușurarea studiului se admit niște simplificări, rezultatele obținute au un caracter orientativ.

Rezultatele din tabelele de mai sus demonstrează că :

— utilizarea recuperatorului influențează mărimea lucrului mecanic produs, dar recuperarea este un mijloc deosebit de eficient pentru micșorarea consumului de combustibil, în special la valori reduse ale lui Δ :

— excesul de aer utilizat în camera de ardere este mai mare la ITG cu recuperare ;

— la toate regimurile de funcționare recuperarea produce o creștere substanțială a randamentului.

Cu toată eficacitatea însemnată a recuperării, care poate realiza o micșorare a cantității de combustibil de 10 ... 15 %, se obțin recuperatoare de dimensiuni mari, scumpe, care ridică numeroase probleme constructive ; din această cauză introducerea recuperării trebuie studiată pentru fiecare caz concret în parte, ea fiind determinată, în esență, de costul energiei produse, ținînd seama de cheltuielile de investiție, amortizare, exploatare etc.

Introducerea răcirii intermediare implică micșorarea debitului de aer (la o putere dată), mărește randamentul, micșorează temperatura aerului la ieșirea din răcitor, are influență pozitivă asupra excesului de aer, micșorează lucrul mecanic consumat de compresor.

Utilizarea răcirii intermediare fără recuperare nu asigură o mărire sensibilă a randamentului. În cazul recuperării, randamentul instalației atinge valori ridicate ; de aceea, în practică, răcirea intermediară este cuplată cu recuperarea căldurii din gazele evacuate.

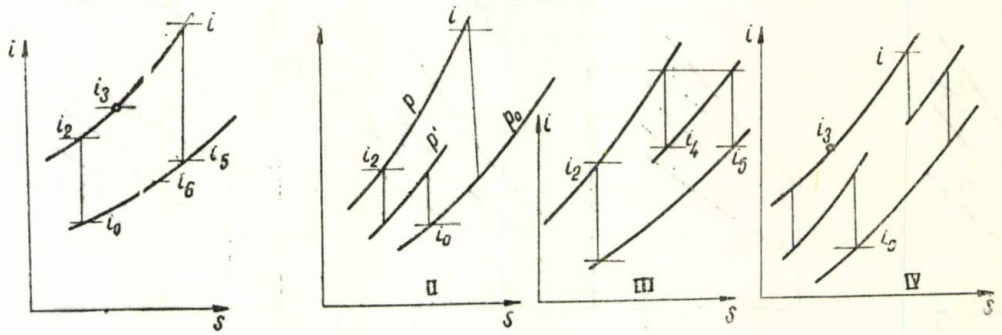


Fig. 17. Cicluri principale în diagrama $i-s$.

Tabelul 4

Mărimea	Formule de calcul	Valoarea folosită
Lucrul mecanic consumat de compresor $L_c \left[\frac{\text{kJ}}{\text{kg comb.}}\right]$	$\frac{C_p}{\eta_c} T_0 (\Delta^{\frac{K-1}{K}} - 1) \alpha i_{min}$	$\alpha = \frac{\eta_{Ca} \cdot P_c}{l_{min} (i - i_2)} = 3{,}35$ $l_{min} = 14, \quad K = 1{,}4 \quad \eta_c = 0{,}80$
Lucrul mecanic efectuat de turbine $L_T \left[\frac{\text{kJ}}{\text{kg comb.}}\right]$	$\eta_T C_p T (1 - \Delta^{\frac{1-K}{K}}) \alpha l_{min}$	$K = 1{,}33$ $C_p = 1 \left[\frac{\text{kJ}}{\text{kg} \cdot °\text{K}}\right]$
Lucrul util $L_u \left[\frac{\text{kJ}}{\text{kg comb.}}\right]$	$L_T - L_c$	$\eta_{Ca} = 0{,}9$
Pierderile în turbină, T [kJ/kg comb.]	$\frac{L_T}{\eta_T} - L_T$	$\eta_T = 0{,}85$
Pierderile în camera de ardere, Ca	$1 - \eta_{Ca}$	
Pierderile în gaze de evacuare (kJ/kg comb.]	$P_c - (L_T + pierd)$	$Pierd. = L_T \left(\frac{1}{\eta_T} - 1\right) + 1 - \eta_{Ca}$
Debit aer specific D_s [kg/kWh]	$\frac{3\,600}{L_u} \alpha l_{min}$	$L_u \left[\frac{\text{kJ}}{\text{kg comb.}}\right]$
Consumul specific $C_s \left[\frac{\text{kg comb.}}{\text{kWh}}\right]$	$\frac{3\,600}{L_u}$	Idem
Randamentul, η	$\frac{\eta_{Ca} \cdot L_u}{(i - i_2) \alpha l_{min}}$	Idem

Observații În ciclul cu recuperare, $\eta = \frac{\eta_{Ca} \cdot L_u}{i - i_3}$

$$\alpha = \frac{\eta_{Ca} \cdot P_c}{l_{min} (i - i_3)}$$

Tabelul 5

Valorile caracteristice ale ciclurilor turbinelor cu gaze

Nr. ciclului	η %	α	D_s/kgaer/kWh	C_s/kgcomb./kWh
I fără recuperator	15	3,35	32	0,686
I cu recuperator	17,5	4,00	32	0,550
II fără recuperator	17	3,15	25	0,560
II cu recuperator	20	3,70	25	0,515
III fără recuperator	16	2,70	23	0,643
III cu recuperator	19	3,00	23	0,540
IV fără recuperator	17	2,30	18	0,560
IV cu recuperator	20	2,70	18	0,515

Tabelul 6

Distribuția relativă a căldurii combustibilului între elementele ciclurilor

Nr. ciclului	$\frac{L_c}{P_c}$ %	$\frac{L_u}{P_c}$	Pierd. în T / P_c	Pierd. în Ca	Pierd. în gaz
I fără recuperator	28	15	8	10	39
I cu recuperator	33	17,5	9	12	28,5
II fără recuperator	22,5	17	7	10	43
II cu recuperator	26	20	8	12	34
III fără recuperator	21	16	7	10	46
III cu recuperator	26	19	8	12	35
IV fără recuperator	17	17	6	10	50
IV cu recuperator	20	20	7	12	41

Destinderea în trepte și arderea intermediară au drept consecință mărirea temperaturii de evacuare a gazelor din turbină, ceea ce favorizează recuperarea.

Indici tehnico-economici

Studiul alegerii tipurilor de mașini necesită optimizarea între greutatea specifică $\frac{G}{P}$, randamentul η și durata de funcționare t_d.

Relația generală de comparare a mașinilor:

$$\frac{1}{\eta_{ite}} = \frac{1}{\eta} + \beta \frac{G}{P} \ldots [1],$$

în care

η_{ite} este randamentul tehnico-economic;

β — factor care depinde de: costul de material și combustibil, puterea calorică a combustibilului și durata de funcționare a ITG.

Pentru valorile medii:

$$\beta = \frac{C_m}{C_c} \cdot \frac{P_c}{t_d} = \frac{8\ \$/\text{kg}}{0{,}04\ \$/\text{kg}} \cdot \frac{35\,000\ \text{kJ/kg}}{10\,000 \times 3\,600} = 0{,}2.$$

Pentru țările în care combustibilul este ieftin:

$$\beta = \frac{8}{0{,}02} \cdot \frac{35\,000}{10\,000 \times 3\,600} = 0{,}4.$$

Pentru țările în care combustibilul este scump:

$$\beta = 0{,}1.$$

Se obțin astfel trei diagrame tehnico-economice.

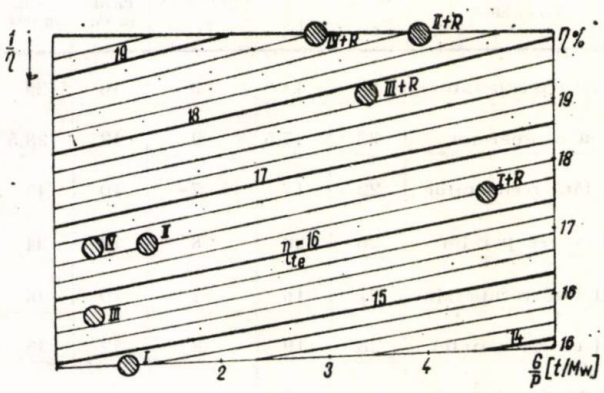


Fig. 18. Diagrama tehnico-economică pentru $\beta = 0{,}1$.
R — recuperator;
η_{ite} — randamentul tehnico-economic.

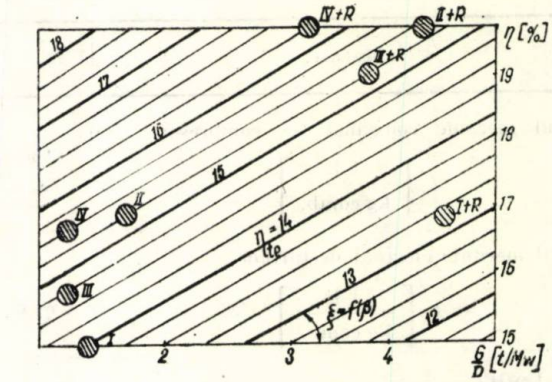


Fig. 19. Diagrama tehnico-economică pentru $\beta = 0{,}4$.
R — recuperator;
η_{ite} — randamentul tehnico-economic.

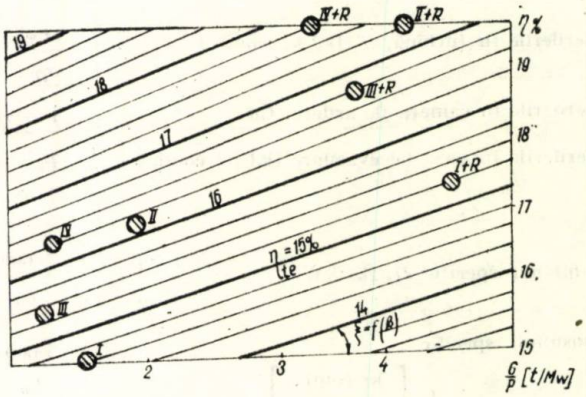


Fig. 20. Diagrama tehnico-economică pentru $\beta = 0{,}2$.
R — recuperator;
η_{ite} — randamentul tehnico-economic.

Pentru a marca pe aceste diagrame pozițiile schemelor principale analizate anterior trebuie găsite greutățile aparatelor și mașinilor din scheme, adică greutatea compresorului, a turbinei, a camerei de ardere etc.

Calculul aproximativ al greutăților s-a efectuat după literatura existentă, rezultînd datele din tabelul 7.

Tabelul 7

Greutățile instalației de turbine cu gaze

Ciclul	Compresor	Turbină	Camera de ardere	Recuperator	Răcitor	Total
I	8	4	2	—	—	14
I + R	8	4	2	30	—	44
II	6,25	3,25	1,50	—	5	16
II + R	6,25	3,25	1,50	24	5	39
III	5,75	3	2 × 1,6	—	—	12
III + R	5,75	3	2 × 1,6	22	—	33
IV	4,5	2,25	2 × 1,3	—	4	13
IV + R	4,5	2,25	2 × 1,3	17	4	30

Observație: G este proporțională cu D_g.

Concluzii

În lucrare s-a arătat metodica de alegere a schemei de ITG.

În scopul unei rapide, economice şi adecvate alegeri, s-au construit diagrame tehnico-economice pentru alegerea preliminară a schemei.

Pe diagrame se pot marca toate schemele ITG (mai mult de 100 de scheme posibile), pentru fiecare caz de utilizare apărînd cea mai potrivită schemă din punct de vedere tehnic şi economic.

Bibliografie

[1] Seleşteanu, Al. *Maşini energetice*. Editura tehnică, Bucureşti, 1962.

[2] Jennings, A. *Gas turbine analysis and practice*. Chapman & Hall Ltd., Londra, 1965.

[3] Cohen, R. *Gas turbine theory*. The Viking Press Inc., New York, 1966.

[4] Lichty, L.C. *Combustion engine processes*. Mc Graw-Hill Book Comp., New York, 1967.

[5] Bartholomaei, N. T. *Aircraft gas turbines in industrial service*. În: Combustion, nr. 3, 1971.

[6] Fiat: *Large gas turbines for electric power generation*. În: Diesel and Gas Turbine Progress Journ., mai 1971.

[7] Oplatka, G. *Parity factors for comparing the economics of projected power station*. În: Brown Boveri Review, iulie 1973.

[8] * * * *Manualul inginerului termotehnician*. Vol. 2. Editura tehnică, Bucureşti, 1961.

[9] Pimsner, V. *Energetica turbomotoarelor cu ardere internă*. Editura Academiei R.S.R, Bucureşti, 1964.

(Articol intrat în redacţie la 19 iunie 1976

Influenţa instalaţiilor electrice de înaltă tensiune de curent alternativ asupra cablurilor de telecomunicaţii de pe teritoriul oraşelor mari

Ing. **Gh. Bălan,**
Ing. **N. Badea,**
C. Nieulescu,
Ing. **S. Pispiris,**
Ing. **C. Pitiş** *)

Pe teritoriul oraşelor mari, instalaţiile electrice de înaltă tensiune exercită asupra cablurilor de telecomunicaţii influenţe prin cuplaje, inductiv şi rezistiv.

În ultimul timp, ca urmare a creşterii puterilor instalate în sistemul electroenergetic, curenţii de defect nesimetric au crescut simţitor, ceea ce a făcut ca influenţele prin cuplaj rezistiv să devină preponderente.

Valorile tensiunilor care apar prin cuplaj rezistiv pe cablurile de telecomunicaţii prezintă pericole pentru securitatea personalului şi pentru izolaţia principală a cablurilor.

Diferitele formule utilizate de ISPE şi IPTc pentru calculul repartiţiilor de potenţial în jurul staţiilor — formule fundamentate teoretic şi utilizate, de altfel, şi de organizaţii de proiectare din alte ţări — pornesc de la ipoteza că priza de pămînt a unei staţii electrice de înaltă tensiune poate fi asimilată cu un electrod în formă de placă, dispusă într-un sol omogen de o anumită rezistivitate.

Corespondenţa formulelor şi determinarea abaterilor de la repartiţiile de potenţial reale a fost studiată de autori în [1]. Calculul repartiţiilor de potenţial făcut cu ajutorul acestor formule dă rezultate apropiate, mai ales la distanţe relativ mari de staţiile electrice de înaltă tensiune.

Pentru cazul staţiilor de înaltă tensiune de pe teritoriul oraşelor mari, modul real de repartiţie a potenţialelor în jurul acestor staţii este diferit de cel obţinut prin calculele făcute utilizînd aceleaşi formule, datorită volumului important de instalaţii metalice subterane, care asigură un anumit grad de echipotenţializare.

Stabilirea acestor repartiţii de potenţiale, respectiv a potenţialelor transmise prin cuplaj rezistiv în cablurile de telecomunicaţii de pe teritoriul oraşelor mari şi care ies în exteriorul acestora, nu se mai poate face considerînd vechile formule de calcul şi fără să se ţină seama de coeficienţii de echipotenţializare.

Prizele de pămînt ale staţiilor de înaltă tensiune au legături cu celelalte prize de pămînt ale staţiilor de înaltă tensiune şi posturilor de transformare, precum şi cu priza de pămînt naturală a oraşului constituită de instalaţiile metalice subterane existente.

Măsurători efectuate de autori în oraşele Bucureşti, Ploieşti, Bacău, Slatina şi zona Hunedoara, Deva, Călan, Teliuc, Ghelar, Simeria au arătat că dacă nu se ţine seama de coeficienţii de echipotenţializare, calculul dă, pentru tensiunile apărute prin cuplaj rezistiv pe cablurile de telecomunicaţii, valori cu mult mai mari decît cele reale. Din acest motiv apare în mod cu totul artificial necesitatea unor măsuri speciale de protecţie pentru liniile de telecomunicaţii, măsuri care conduc la investiţii suplimentare mari.

1. Consideraţii privind modul actual de calcul al tensiunilor apărute prin cuplaj rezistiv

În prezent în proiectare se utilizează ca date de calcul:

— curentul de scurtcircuit monofazat care circulă prin priza de pămînt, I_p;

*) Autorii lucrează la ICEMENERG.

— rezistivitatea solului, ρ;

— rezistența de dispersie a prizei de pămînt, R_p;

— raza echivalentă a prizei stației de înaltă tensiune, a_0.

Referitor la aceste date se pot face o serie de observații:

1.1. Valoarea probabilă a curentului de scurtcircuit monofazat care intră în priza de pămînt depinde de următorii factori:

a) Secțiunea și materialul conductoarelor de protecție ale liniilor electrice aeriene, legate la priza de pămînt a stației.

b) Probabilitatea de funcționare simultană a puterii instalate în sistem în momentul apariției defectului *).

c) Locul de apariție a scurtcircuitului.

d) Schema de conexiuni a rețelei de înaltă tensiune, înainte de scurtcircuit.

1.2. Rezistența de dispersie a prizei de pămînt considerată în calcule are valori mai mari decît în realitate. Deși, în conformitate cu noile prevederi ale PE 121/1976 și STAS 7334/76, la valoarea rezistenței de dispersie trebuie să se țină seamă de toate elementele naturale ale prizei de pămînt, pînă în prezent nu se cunosc valori pentru instalațiile metalice subterane ale orașelor.

De asemenea, contribuția prizei naturale a orașelor la priza de pămînt a stațiilor de înaltă tensiune de pe teritoriul acestora pînă în prezent nu s-a evidențiat nici prin măsurători, datorită distanței mici dintre sursele auxiliare și stație. Astfel, se poate afirma că pînă acum în proiectare nu s-a ținut cont de priza naturală de pe teritoriul orașului cu care ea se găsește cuplată prin intermediul mantalelor cablurilor, țevilor metalice etc. [2].

În acest ultim caz, dimensiunile reale ale prizei cresc, iar repartiția de potențial în jurul prizei se face după o curbă avînd o pantă mai mică.

În legătură cu această transmitere a potențialului prizei stației la distanțe mari în oraș prin cuplaj rezistiv, în formulele de calcul utilizate de ISPE și IPTc trebuie introdus un factor subunitar care să țină seamă de gradul de echipotențializare datorat instalațiilor metalice subterane.

Pentru motivare concretă se prezintă în cele ce urmează un exemplu referitor la o situație reală întîlnită în practică.

Fie o stație de 110/35/20 kV situată în zona periferică a unui oraș de circa 200 000 locuitori, avînd pe teritoriul său instalații tehnologice de prelucrare a țițeiului (Ploiești). Se dau următoarele date rezultate din calcule și măsurători efectuate de IRE:

$$I_p \; 110 \text{ kV} = 20 \text{ kA};$$

$$R_p \; 110 \text{ kV} = 0{,}2 \; \Omega;$$

$a_0 = 100$ m (raza medie a stației);

$r = 5\,000$ m (raza medie a orașului)

Distribuția de potențial conform metodologiei adoptate în prezent se calculează cu formula:

$$V(x) = V_p \frac{2}{\pi} \text{ arc sin } \frac{a_0}{x}$$

Pentru $x = a_0$, $V(a_0) = V_p = 4000$ V
Pentru $x = 2r = 10\,000$ m, $V(2r) = 25$ V

$$V(a_0) - V(2r) = 3\,975 \text{ V}$$

Acest rezultat implică măsuri de protecție speciale pentru cablurile de telecomunicații a căror izolație principală ar fi supusă acestor diferențe de potențial.

În proiectele IPTc se calculează zona din jurul stației în care potențialul depășește valoarea impusă de STAS 832/68 de 430 V și în care orice post telefonic montat ar transmite potențiale mai mari de 430 V (fig. 1) în rețeaua orașului.

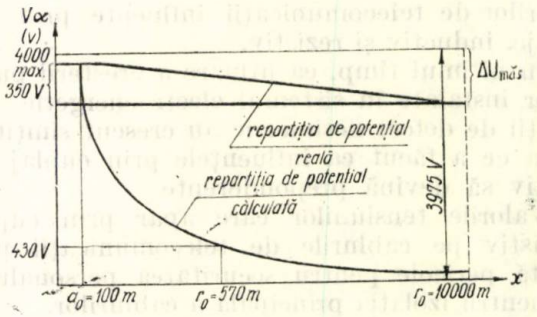


Fig. 1. Repartiția de potențial reală și calculată pe teritoriul unui oraș.

Pentru exemplul considerat reiese raza maximă a acestei zone periculoase, r_0:

$$V(r_0) = V_p \frac{2}{\pi} \text{ arc sin } \frac{a_0}{r_0} = 430 \text{ V},$$

adică $r_0 = 570$ m.

Aceasta înseamnă că pe o suprafață de circa 1 milion m² în jurul stației, instalarea oricărui circuit de telecomunicații ar necesita măsuri de protecție speciale și în primul rînd separări prin transformatoare de separare.

*) Pentru determinarea acestei probabilități au fost instalate în sistemul electroenergetic o serie de 30 aparate înregistratoare [1].

Deoarece, tot în zona periferică a orașelor mari, unde se află în general stațiile electrice de înaltă tensiune, apar noi întreprinderi industriale și noi cartiere de locuit, densitatea abonaților telefonici posibili este destul de ridicată, implicînd investiții costisitoare pentru protecția circuitelor telefonice.

Soluțiile propuse de IPTc pînă în prezent prevedeau micșorarea valorii prizei de pămînt pînă la valori practic imposibil de realizat și în orice caz neraționale, din punct de vedere economic. În cazul exemplului citat, relația dintre raza zonei, cu potențial de peste 430 V (r_0) și rezistența prizei de pămînt, conform calculelor utilizate în proiectarea actuală, este următoarea :

Valoarea R_p, Ω	0,2	0,15	0,1	0,05
Raza zonei periculoase, m	570	425	270	141

2. Factorul de echipotențializare a orașelor mari

2.1. *Considerații generale*

Orașele mari, datorită volumului mare de conducte metalice îngropate în pămînt, mantalelor de cabluri racordate la prizele stațiilor și posturilor, șinelor de tramvai sau de cale ferată etc., beneficiază de un efect de echipotențializare.

În momentul injectării în priza de pămînt a unei stații a curentului de defect, acesta se repartizează transversal în pămînt (după o funcție transcendentă) și longitudinal prin conducte metalice (după o funcție liniară).

Deoarece la priza stației se racordează toate mantalele cablurilor de forță care pleacă la alte stații sau posturi de transformare, iar prin imediata apropiere a stației trec o serie întreagă de conducte metalice îngropate, se poate afirma că transmiterea principală a potențialelor pe teritoriul orașelor se face prin rețeaua metalică subterană în funcție de rezistența și inductanța acesteia.

Calculele efectuate după metodologia adoptată pînă acum de proiectanți nu diferențiau cazul stațiilor de pe teritoriul orașelor de cazul stațiilor izolate, ceea ce conducea la o dispersie mare între valorile calculate și măsurate. Pe teritoriul orașelor există deci o anumită echipotențializare între diferitele puncte ale orașului, datorită volumului mare de metal îngropat în solul acestora.

Pot exista, desigur, în cadrul orașelor anumite suprafețe fără conducte subterane, cum sînt parcurile și spațiile verzi etc., dar acestea, pe lîngă faptul că nu conțin cabluri de telecomunicații în subsol, nu au nici influențe asupra repartiției de potențial decît dacă se găsesc în imediata vecinătate a stațiilor electrice în care pot apărea curenții de defect.

Totuși, datorită necunoașterii exacte a instalațiilor metalice subterane, cele mai exacte concluzii se pot obține pe bază de măsurători de felul celor efectuate în orașele mai jos citate.

2.2. *Rezultate experimentale privind măsurătorile efectuate pe teritoriul orașelor mari*

Autorii au efectuat măsurători în orașele București, Bacău, Ploiești și Slatina, ale căror rezultate sînt prezentate în anexă. Măsurătorile s-au făcut realizîndu-se scurtcircuite monofazate în stații de 110 kV de pe teritoriul orașelor și s-au efectuat măsurători de potențiale într-un mare număr de puncte ale acestor orașe. De exemplu, în orașul Ploiești s-au efectuat cîte trei scurtcircuite monofazate în fiecare stație de 110 kV existentă în prezent, măsurîndu-se potențiale în 100 puncte de pe teritoriul orașului.

Din rezultatele măsurătorilor extrapolate la valorile maxime ale curenților de defect se pot constata următoarele :

a) pe teritoriul orașului București nu apar diferențe de potențial mai mari de 320 V ;

b) pe teritoriul orașului Bacău, maximum 200 V ;

c) pe teritoriul orașului Ploiești, maximum 350 V ;

d) pe teritoriul orașului Slatina, maximum 150 V.

Aceste diferențe de potențial permit pozarea unor cabluri de telecomunicații obișnuite și evitarea unor măsuri de protecție speciale pe teritoriul acestor orașe. Măsuri deosebite ar urma să se ia numai pentru unele circuite telefonice care intră în stații sau pe o vecinătate de circa 50 m, dacă în această vecinătate nu există nici un fel de conducte metalice.

Rezultatele calculelor repartițiilor de potențiale conduc la diferențe de potențiale pe platformele orașelor cu mult mai mari de 430 V (respectiv 650 V) — limite admisibile de la care începînd se impun măsuri speciale de protecție.

Pentru corectarea formulelor de calcul aplicate de proiectanți, astfel ca acestea să corespundă cît mai exact valorilor reale, se poate proceda, după părerea autorilor, în două feluri :

A. În calculul rezistenței prizei de pămînt să nu se utilizeze rezistivitatea reală a solului luată prin prospecțiuni geologice, ci o rezistivitate echivalentă de valoare mult mai mică, care să reflecte existența unui volum mare de metal pe platforma orașelor.

În cazul măsurării rezistenței prizei de pămînt, existența interconexiunii între priza de pămînt a stației și priza de pămînt naturală,

reprezentată de conductele metalice urbane, ar putea fi evidențiată prin luarea unor distanțe de ordinul zecilor de km dintre sursa de măsură și priza de pămînt a stației respective, ceea ce înseamnă utilizarea surselor de înaltă tensiune, avînd în vedere impedanțele liniilor electrice la aceste lungimi.

B. Introducerea unor factori de echipotențializare a orașelor stabiliți prin măsurători pentru diferitele orașe, cu ajutorul cărora să se diminueze potențialele rezultate din calculele efectuate după metodologia obișnuită. Pentru ca modificările să fie minime și posibilitățile de introducere în practica de proiectare să fie facilitate, autorii au stabilit pentru unele orașe asemenea factori de echipotențializare pe care i-au propus spre utilizare. Acești factori de echipotențializare reprezintă :

$$e = \frac{\Delta V_{măs.}}{\Delta V_{calc.}}$$

Astfel s-au determinat și se propun pentru calcule următorii factori de echipotențializare :

București	0,2
Ploiești	0,25
Bacău	0,5
Slatina	0,3

Astfel, formula existentă pentru determinarea diferenței de potențial pe teritoriul orașului $\Delta V_x = V_p\left(1 - \frac{2}{\pi} \text{ arc sin } \frac{a_0}{x}\right)$ ar urma să devină $\Delta V_x = e \cdot V_p\left(1 - \frac{2}{\pi} \text{ arc sin } \frac{a_0}{x}\right)$, în care e este factorul de echipotențializare al orașului.

Menționăm că extinderea măsurătorilor în orașe ar putea permite o generalizare și adoptarea unor factori de echipotențializare acoperitori pentru diferite orașe, în funcție de :

— numărul de locuitori ;
— gradul de industrializare ;
— soluțiile de transport în comun etc.

2.3. *Repartiția potențialelor în afara orașelor*

În urma introducerii factorului de echipotențializare au fost micșorate nepotrivirile dintre valorile diferențelor de potențial calculate și măsurate pe teritoriul unor orașe în momentul apariției unor curenți de scurtcircuit nesimetric.

Ca urmare, s-ar părea că acest pericol de apariție a unor diferențe mari de potențial a fost transferat în afara orașelor, unde ar urma să fie solicitate cu tensiuni periculoase cablurile de telecomunicații interurbane.

Astfel, unii proiectanți au ridicat problema că, în cazul în care cele afirmate de autori sînt exacte, atunci potențialele electrice egale, dar de valori ridicate, existente în diferitele puncte ale orașelor vor fi transmise în afara orașelor de cablurile interurbane a căror solicitare, precum și pericolul pentru oameni ar fi în acest caz mai mari decît cele calculate. Rezultatele menționate mai sus au fost stabilite prin măsurători și nu încape nici o îndoială că diferențele de potențial care pot apărea pe platforma orașelor, obținute prin calcul, au fost exagerate în plus, iar cele dintre orașe și puncte îndepărtate de orașe au fost exagerate în minus.

Autorii au efectuat însă o serie de măsurători în zona Combinatului siderurgic Hunedoara, determinîndu-se diferențe de potențiale simultan pe platforma CSH, a orașului Hunedoara și a diferitelor alte localități, după cum urmează [5] :

Zlești	7 km	Hășdat	7 km
Ghelar	16 km	Pestiș	10 km
Teliuc	15 km	Simeria	17 km
Călan	13 km	Deva	16 km

Pentru aceste puncte, extrapolînd rezultatele măsurătorilor la valorile maxime ale curenților de defect, se constată că nu apar diferențe de potențial mai mari de 160 V (Hunedoara — Teliuc).

Acest fapt poate fi explicat prin densitatea de curent prin sol foarte mică la ambele capete ale cablurilor, respectiv puterea extrem de mică a sursei echivalente, precum și prin rezistența prizei (stație + oraș) de valori foarte mici.

Oricum, faptul că pentru legăturile interurbane se utilizează cabluri cu izolație mai bună, cu mantale metalice și armături de oțel de permeabilitate ridicată, efectuîndu-se tratarea corespunzătoare a acestor învelișuri metalice și utilizarea factorilor reductori ai acestora [3], permite evitarea potențialelor periculoase și dispensarea de măsurile de protecție costisitoare în condițiile utilizării cablurilor de telecomunicații de producție indigenă.

Concluzii

1. Formulele actuale de calcul al repartiției de potențial în jurul stațiilor electrice de înaltă tensiune la regimuri nesimetrice de defect nu dau rezultate corecte pentru cazul orașelor mari cu industrie dezvoltată. Conform acestor calcule, odată cu creșterea curenților de scurtcircuit rezultă o zonă urbană tot mai mare pentru ai cărei abonați telefonici trebuie luate măsuri de protecție costisitoare împotriva potențialelor electrice periculoase.

2. Diferența dintre rezultatele de calcul și măsurători poate fi redusă prin aplicarea unui factor de echipotențializare a orașelor. Acest factor se poate aplica în cadrul metodologiei de calcul existente (fără modificarea acesteia), pentru diminuarea diferențelor de potențial calculate pînă la nivelul celor obținute prin măsurători $\Delta V_x = e V_p \left(1 - \frac{2}{\pi} \text{arc sin} \frac{a_0}{x}\right)$ (e — factorul de echipotențializare).

3. Pentru unele orașe s-au stabilit acești factori de echipotențializare. Extinderea măsurătorilor ar putea permite generalizarea acestor factori și introducerea lor în standardele naționale (STAS 832/68).

4. Pe această nouă bază se pot evita măsuri de protecție a cablurilor de telecomunicații costisitoare și inutile, în numeroase cazuri, necesar a fi suportate de unitățile M.E.E.

5. Echipotențializarea orașelor existentă într-un grad mai mic sau mai mare și care simplifică situația cablurilor de telecomunicații urbane nu complică situația cablurilor interurbane. Datorită rezistenței reale a prizei de pămînt a stației, îmbunătățită de priza naturală a orașului, precum și dimensiunilor geometrice ale acestei prize, diferențele de potențial obținute față de punctele depărtate de orașe (zeci de km) rămîn în limitele calculate, fără să fie astfel nevoie de măsuri mai severe de protecție față de cele prevăzute pînă în prezent.

ANEXĂ

Zona Hunedoara

Tensiuni apărute prin cuplaj rezistiv la $I_{sc.c}$ = 15 kA între stația 110 kV SPC—CSH și localitățile de referință

Nr. crt.	Punctele de măsură	Tensiunea, V	Distanța, km
1	Zlești	52	7
2	CFU—CSH	35,5	0,5
3	CET II — CSH	38,6	1
4	CET I — CSH	38,2	0,5
5	F-ca de var	82	0,5
6	Uz. Cocsochimică	32,6	1,5
7	Pestiș — CSH	82	2
8	F-ca de oxigen	65	0,5
9	Ghelar	126	16
10	Teliuc	159	15
11	Călan	73,5	13
12	Hășdat	45,8	7
13	Hunedoara 1	78,3	2
14	Hunedoara 2	17,3	1,5
15	Hunedoara Of. p.	28,5	1
16	Pestiș	55,5	10
17	Simeria	61,5	17
18	Deva oraș	55,5	16
19	Deva O.P.	79	16,5

Municipiul București

Nr. crt.	Puunctele de măsură	Tensiuni apărute prin cuplaj rezistiv la $I_{sc.c}$ = 20 kA Scurtcircuit în stațiile: 110 kV Militari	110 kV Jilava	110 kV Buc. — Nord
1	Jilava	123	83	111
2	Filaret	135	0,4	151
3	Buc. — Sud	—	—	38
4	UMGB	—	—	41
5	Titan	130	48	50
6	Solex	134	24	58
7	Grozăvești	100	—	365
8	Militari	—	65	362
9	IDEB (sediu)	56	9	184
10	Scînteia	122	10	171
11	Obor	—	—	90
12	Buc. centru	—	4	82
13	Pipera	—	—	123
14	Grozovici	—	—	118
15	Morile Unite	—	—	118
16	Colentina	—	—	128
17	Tei	—	—	7,8
18	Regie	—	5,5	—
19	Dudești	34	25	—
20	Fumozani	—	3	—
21	IFA	103	—	—
22	PA 922	110	—	—

Slatina

Nr. crt.	Puncte de măsură	Tensiuni apărute prin cuplaj rezistiv la $I_{sc.c}$ = 2 800 A Scurtcircuit în stația 220 kV Slatina, V	Observații
1	PT 31 A	14,5	
2	PT 31 B	13	
3	PT 34 A	13	
4	PT 34 B	13	
5	PT 36 A	13,5	Uzina de aluminiu
6	PT 36 B	11	Școala generală
7	ST 400 kV	82	Apar însumate cuplajul rezistiv și cuplajul inductiv

Bacău

Nr. crt.	Puncte de măsură	Tensiuni apărute prin cuplaj rezistiv la $I_{sc.c}$ = 1 550 A Scurtcircuit în stația 110 kV Mărgineni, V	Observații
1	PT—44	196	Stația Mărgineni este situată în afara orașului Bacău
2	PT—41	166	
3	PT—13	153	
4	PT—137	175	
5	PT—12	160	
6	PT—40	120	

Bibliografie

[1] Badea N. ș.a. *Cercetarea influenței prin cuplaj rezistiv datorită curenților de defect prin prizele de pămînt ale stațiilor de transformare, centralelor și liniilor electrice asupra cablurilor de telecomunicații și comandă-control.* Document intern ICENERG, București, 1972.

[2] Koch, W. *Erdungen in Wechstelstromanlagen über 1 kV.* Berlin, 1961.

(Articol intrat în redacție la 14 septembrie 1976)

Manşoane şi procedee de manşonare pentru cablurile electrice

Ing. A. Stănculescu *)

Dezvoltarea crescîndă a populaţiei în condiţiile actuale a impus dezvoltarea uneia dintre principalele forme de energie — energia electrică.

Pentru medie şi joasă tensiune, în special în mediul urban, cu precădere în aglomerările marilor oraşe, primează reţelele electrice subterane, care prezintă faţă de reţelele electrice aeriene o serie de avantaje ce au determinat extinderea lor în diverse configuraţii.

La cablurile electrice subterane, o atenţie deosebită trebuie acordată modului în care se realizează joncţiunile de a căror calitate depinde în mod direct eficienţa reţelelor electrice subterane şi fiabilitatea instalaţiilor electrice.

În prezent sînt cunoscute, atît la noi, cît şi în străinătate, o mare diversitate de manşoane şi procedee de manşonare pentru cablurile electrice; în cele ce urmează se expun doar cîteva mai semnificative.

Joncţiunile cablurilor electrice se pot clasifica după scopul realizat, după domeniul de utilizare, după izolaţia cablurilor sau după procesul tehnologic folosit în realizarea joncţiunilor şi modul de protecţie a acestora împotriva eforturilor mecanice exterioare, precum şi protecţia personalului neavizat împotriva atingerilor accidentale ale părţilor din interiorul manşoanelor aflate sub tensiune.

După scopul realizat, joncţiunile pot fi de legătură sau derivaţie. După domeniul de utilizare, ele se clasifică după tensiunile cablurilor electrice care se îmbină, şi anume joncţiunile de legătură de 1 kV, 6—10 kV, 20 kV, 35 kV, peste 100 kV şi joncţiunile de derivaţie de 1 kV şi, în cazuri rare, de 10 kV şi 20 kV.

După tipul constructiv al izolaţiei cablurilor, joncţiunile pot fi realizate pe cabluri cu izolaţie din hîrtie impregnată, materiale sintetice sau cu circulaţie de ulei sau gaz.

După procesul tehnologic se pot realiza joncţiuni cu refacerea izolaţiei la locul de îmbinare, folosind mase de turnare, benzi izolante sau elemente prefabricate.

La fel, joncţiunile se pot realiza pe cabluri în funcţiune sau cu întreruperea tensiunii.

Modul de protecţie a joncţiunilor împotriva eforturilor mecanice exterioare, precum şi protecţia personalului neavizat împotriva atingerilor accidentale ale părţilor din interiorul manşoanelor aflate sub tensiune se pot face folosind carcase metalice sau din materiale sintetice, sau ecrane metalice înglobate în masa turnată a manşoanelor.

1. Joncţionarea cablurilor electrice de joasă tensiune cu izolaţie din hîrtie

1.1. *Manşoane şi procedee de manşonare utilizînd carcase metalice* [1] — [6], [9].

Manşoanele din metal umplute cu o masă de turnare conferă joncţiunii, în condiţiile unei execuţii corecte, calităţi suficiente de etanşare şi protecţie.

În figura 1 este reprezentată în secţiune o joncţiune de legătură cu un manşon tip ML, confecţionat din fontă FC 18, în care se toarnă

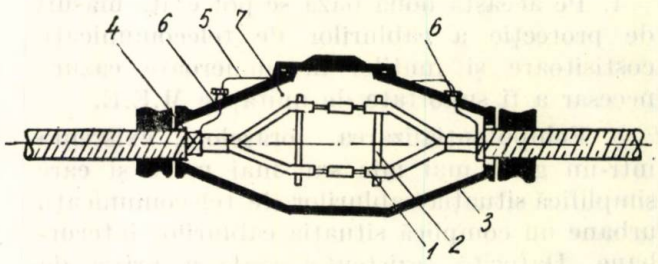


Fig. 1. Joncţiune de legătură pentru 1 kV folosind un manşon din fontă.

1 — conductor electric; *2* — distanţor; *3* — manşon din fontă.; *4* — armătură metalică; *5* — conductor de pămîntare; *6* — şurub de pămîntare; *7* — masă neagră de turnare.

o masă neagră, care este un produs bituminos de calitate superioară, catalogat conform STAS 3897/66, cu o rigiditate dielectrică de minimum 120 kV/cm şi un punct de inflamabilitate de 200°C [2].

Manşoanele-carcasă pot fi confecţionate şi din oţel, sau azbociment [6]. Joncţiunile de derivaţie se pot realiza în două feluri: cu sau fără secţionarea cablului principal.

În figura 2 este arătată deschisă o joncţiune de derivaţie cu carcase metalice şi cabluri cu neutrul concentric. La această joncţiune de derivaţie se remarcă faptul că, pentru cablul principal, conductorul neutru, care este con-

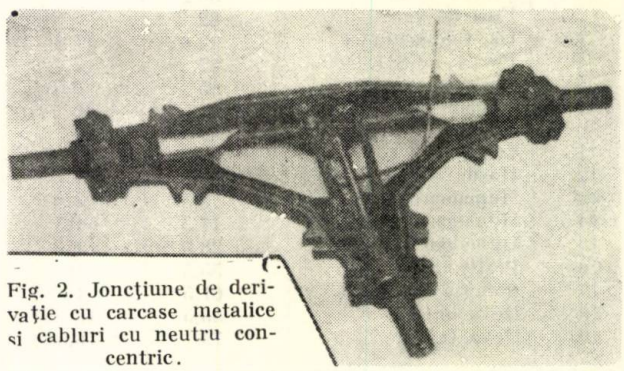


Fig. 2. Joncţiune de derivaţie cu carcase metalice şi cabluri cu neutru concentric.

*) Adrian Stănculescu este inginer la IRE Craiova.

centric, nu este secționat, ci doar desfăcut în zona de joncționare prin tăierea sa oblică și în lungul cablului principal, iar continuitatea sa cu neutrul cablului derivat se realizează prin lipirea acestora împreună și de carcasa-manșon din metal. Manșoanele se umplu cu un compund la o temperatură de turnare de 150°C [8].

1.2. *Manșoane și procedee de manșonare utilizînd carcase izolante*

Datorită progresului exploziv pe care cercetările chimice l-au impus în majoritatea ramurilor de activitate și a bunurilor de larg consum, s-a dezvoltat și în industria electrotehnică, și în speță în execuția manșoanelor de legătură și derivație, metoda utilizării materialelor electroizolante.

Astfel, în tehnica joncțiunilor s-au introdus manșoanele din materiale sintetice, iar ca materiale de turnare rășinile epoxidice, poliesterice și poliuretanice. În domeniul joasei tensiuni se utilizează cu precădere rășinile poliuretanice, care au un timp de întărire relativ scurt și sînt mai ieftine decît rășinile epoxidice.

O astfel de rășină poliuretanică are un timp de întărire la rece de 1/2 — 3 ore. De asemenea, are o bună rezistență la agenții chimici din sol, se amestecă cu întăritorul cu ușurință, degajînd o cantitate mică de căldură la întărire, sub temperatura de lucru a cablurilor electrice care se manșonează; nu lasă goluri la întărire și nu necesită forme de turnare din fier. Rășina poliuretanică se livrează în două componente, fără miros, din care o componentă vîscoasă, de culoare galbenă-cenușie, care constituie rășina de bază, și un întăritor fluid colorat în roșu.

Ambele componente sînt livrate împreună într-o cutie cu două compartimente. Pe șantier se amestecă cele două componente în cutie, rezultînd un produs omogen, care se toarnă într-o formă de plastic în care este introdusă joncțiunea și capetele cablurilor ce se manșonează.

O reacție corectă are loc la o temperatură cuprinsă între 10 și 40°C. Pentru o altă temperatură este necesar să se încălzească atît rășina cît și părțile cu care aceasta vine în contact.

După turnare se obține o masă maron-roșcată, cu calități izolante [7].

Forma de turnare este compusă din două jumătăți îmbinate între ele în sistem canal-pană de ghidare și prevăzute cu un orificiu de turnare, ca în figura 3.

Pentru a preveni personalul asupra atingerii pieselor aflate sub tensiune, se înglobează prin turnare în joncțiune o cușcă metalică formată din fire de oțel legate la armăturile metalice ale cablurilor care se îmbină.

Ca performanță, joncțiunea poate fi utilizată la secțiuni de 95 mm² pentru un vîrf de curent de 120 kA [8].

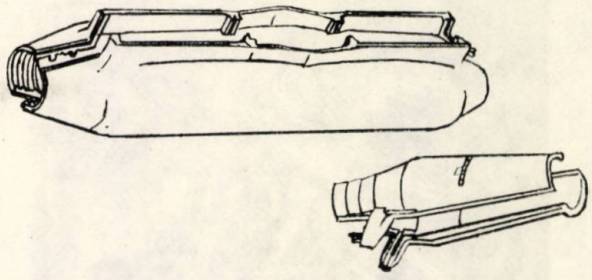


Fig. 3. Forme de turnare din material plastic.

În prezent sînt cunoscute numeroase compoziții pe bază de rășini de turnare. Astfel, o altă rășină de turnare cu întărire la rece utilizată în execuția joncțiunilor de legătură și derivație, care prezintă avantajele de a lua mai greu foc, cu o elasticitate permanentă, se poate turna în forme imediat după amestec cu întăritorul, se întărește rapid cu o slabă degajare de căldură și cu retragere minimă în forme, are o bună rezistență la curentul superficial de fugă și la atacul substanțelor chimice și mediu climatic. Rășina și întăritorul sînt ambalate ermetic, în dozele necesare de amestec, într-o pungă din material plastic cu două compartimente separate cu un cordon de cauciuc.

La montaj se separă cordonul respectiv și se amestecă rășina și întăritorul timp de circa două minute, după care se taie punga la un colț și se toarnă conținutul într-o carcasă-manșon, formată din două jumătăți din material plastic transparent, rezistent la șoc, care se fixează în prealabil una de alta printr-o simplă apăsare. Carcasa este adaptabilă după diferite secțiuni de cabluri.

Joncțiunea se poate da în exploatare imediat după turnarea rășinii în carcase.

Printre caracteristicile rășinii întărite se menționează: greutatea specifică 1,32 g/cm³, absorbție de apă 0,15—0,20%, rigiditatea dielectrică 25—30 kV/mm, factor de pierderi $tg\delta = 0{,}05-0{,}08$.

Compoziția descrisă mai sus se toarnă în niște carcase-manșon, confecționate dintr-un material plastic (policarbonat, novodur, PVC) foarte rezistent la eforturi mecanice și la șocuri, cu bune proprietăți izolante și cu o contracție redusă la turnare. Sînt transparente, ceea ce permite urmărirea vizuală a joncțiunii conductoarelor. Se pot adapta la diferite secțiuni de cablu.

În figura 4 sînt arătate două astfel de semicarcase de derivație.

Joncțiunea descrisă mai sus se realizează la un cost scăzut, cu proprietăți dielectrice bune și un proces tehnologic simplu [10], [11].

În figura 5 se arată umplerea cu rășină a unui manșon de derivație în *Y*.

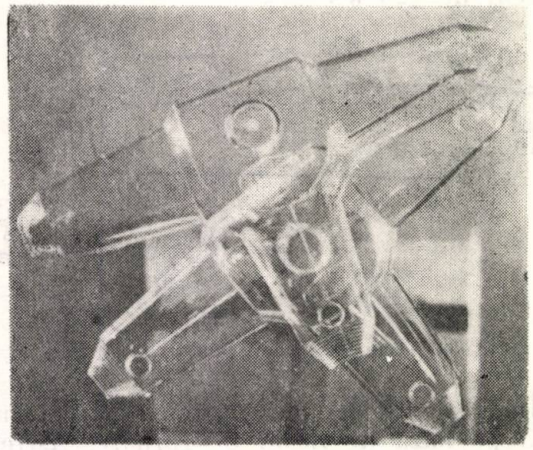


Fig. 4. Semicarcase de derivație din material plastic transparent.

Fig. 5. Umplerea cu rășină a unei joncțiuni de derivație.

La unele joncțiuni, pentru a se ușura operația de turnare și pentru a se reduce greutatea manșonului, acesta are practicat pe toată lungimea sa o deschizătură prin care se toarnă rășina. Corpul său este confecționat din material plastic transparent cu etanșări laterale din material plastic expandat.

Garnitura completă a unei astfel de joncțiuni cîntărește a treia parte din greutatea unui manșon similar din fontă.

Toate materialele necesare executării joncțiunii sînt livrate în complet cartonat. Joncțiunea se poate da imediat în exploatare după turnarea rășinii, a cărei întărire durează pînă la 45 minute, chiar și la temperaturi joase.

La derivații, cablul derivat este scos în lungul cablului principal. Se pot realiza astfel de joncțiuni pentru derivații de cablu cu secțiunea conductoarelor de 35 mm² din cablul principal cu secțiunea conductoarelor de 150 mm² [12].

Pentru a se realiza o protecție mai eficientă a joncțiunilor împotriva loviturilor mecanice și a eforturilor din sol, se pot utiliza niște carcase-manșon confecționate dintr-un material plastic antișoc, care își păstrează forma într-o plajă mare de temperaturi, este antiacid, antialcalin și rezistă foarte bine la agenții chimici din sol. Sînt confecționate din două semicarcase prevăzute cu un capac prins cu brățări pentru turnarea masei.

Ansamblul este cu închidere etanșă și se livrează într-un complet cartonat împreună cu rășina de turnare pe bază de poliuretan [13].

La unele manșoane, aceleași carcase confecționate din polipropilen sau poliester pot fi folosite pentru realizarea atît a joncțiunilor de derivație cît și a celor de legături.

Astfel, pentru a utiliza o carcasă de derivație în scopul de a realiza o joncțiune de legătură, se obturează orificiul de derivație al manșonului cu un bușon de închidere, utilizîndu-se doar cele două orificii principale ale carcasei pentru cablul de legătură.

Manșoane de acest tip se pot umple cu o masă vîscoasă de turnare pe bază sintetică cu întărire la rece, care are o rigiditate dielectrică de 150 kV/cm, sau cu o masă obișnuită de turnare pe bază de gudron cu întărire la cald (max. 120°C). Etanșarea între manșon și cabluri se realizează cu o bandă izolantă vulcanizată de 90 mm lățime și 1 mm grosime.

O joncțiune de derivație realizată ca mai sus cîntărește circa 3,8 kg. Este avantajos ca legătura între conductoare să se realizeze cu cleme compacte [14], [15].

La noi în țară s-au efectuat încercări pentru omologarea unor manșoane din cauciuc butadienstirenic umplute cu masă neagră de turnare [20] și care sînt de forma clasică a carcaselor din fontă. Pentru etanșarea acestora în interior se toarnă masă neagră de turnare.

O altă metodă de manșonare utilizează carcase din material plastic dur fără masă de turnare, îmbinate pe cablu prin intermediul unor reducții și al unui chit special de etanșare preparat pe șantier, la locul de joncționare a cablurilor [25], [26], [27].

1.3. *Procedeu de manșonare de derivație realizat sub tensiune*

În rețelele electrice de distribuție cu cablurile principale continue avînd conductoarele de secțiuni pînă la 240 mm², se pot executa derivații chiar sub tensiune cu cabluri electrice avînd conductoarele de secțiuni pînă la 95 mm² [1].

În acest scop se utilizează cleme de compactizare de dimensiuni reduse, care se montează prin înșurubare (fig. 6).

Pe scurt, procedeul tehnologic de montaj este următorul : după ce se depărtează conduc-

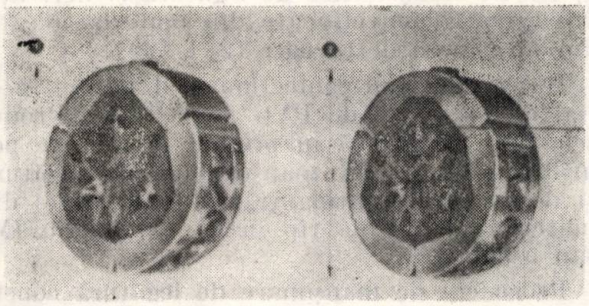


Fig. 6. Cleme de derivație pentru manșonare sub tensiune.

toarele cablului principal la distanță suficientă, se amplasează pe conductoare niște pene din material plastic, peste care se montează cleme compacte. Aceste cleme sînt formate din mai multe segmente prinse între ele cu șuruburi și care sînt prevăzute cu niște gheare. Prin strîngerea șuruburilor în diagonală, pentru a realiza o strîngere uniformă, ghearele crestează izolația conductoarelor și realizează contactul electric cu conductoarele cablului derivat, care sînt introduse în clemele compacte. După aceea se execută introducerea joncțiunii într-un manșon de derivație, care se umple cu masă de turnare pentru etanșare. Toate operațiile de formare a unei mufe de derivație ca mai sus durează circa 30 minute.

În figura 7 este reprezentată deschisă o joncțiune de derivație realizată sub tensiune după procedeul descris mai sus [18], [19].

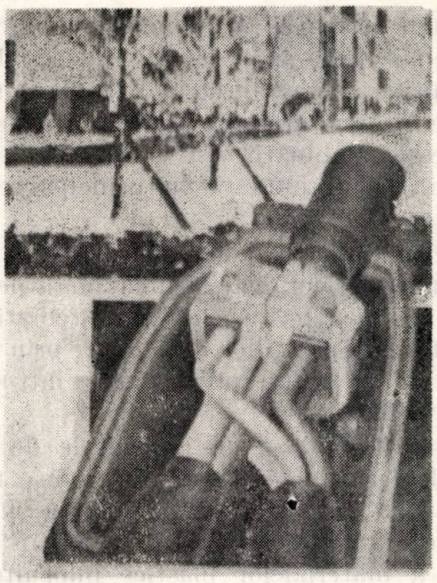


Fig. 7. Joncțiune de derivație realizată sub tensiune.

1.4. *Procedeu de manșonare folosind benzi izolante*

Un procedeu simplu de formare a unei joncțiuni constă în utilizarea benzilor izolante adezive sau impregnate în rășină epoxidică.

De pildă, pentru a realiza o joncțiune de legătură sau derivație, se izolează peste fiecare clemă cu bandă Bi-Seal în două straturi și apoi încă două straturi peste ansamblul joncțiunii. Se aplică apoi, în scopul menținerii continuității electrice a învelișurilor metalice, o tresă din cupru înfășurată în spirală peste care se înfășoară în trei straturi o bandă din poliester TD_2 impregnată în rășină epoxidică și în final se impregnează din nou în rășină ansamblul joncțiunii formate ca mai sus [20].

2. Joncțiunea cablurilor electrice de joasă tensiune cu izolație sintetică

2.1. *Manșoane și procedee de manșonare utilizînd carcase metalice*

Joncțiunea cablurilor electrice de joasă tensiune cu izolație din materiale sintetice utilizînd carcase metalice comportă aceleași faze de execuție ca cele descrise la cap. 1, par. 1.1., pentru joncționarea cablurilor electrice de joasă tensiune cu izolație de hîrtie [1], [6], [9].

2.2. *Manșoane și procedee de manșonare utilizînd carcase izolante*

În joncționarea cablurilor electrice de joasă tensiune cu izolație sintetică se pot utiliza aceleași manșoane și procedee de manșonare ca cele descrise la cap. 1, par. 1.2 [7], [8], [10] — [15], [20].

În cele ce urmează se descriu cîteva dintre cele mai semnificative manșoane și procedee de manșonare specifice cablurilor cu izolație din materiale sintetice.

Un manșon de legătură tubular care se etanșează la capete prin înfiletare în piese de racord din material sintetic este prezentat în figura 8.

Clemele de legătură sînt separate între ele printr-un sistem de pereți izolanți, în interiorul manșonului nemaiexistînd masa de turnare.

Piesele de racord de la capătul manșonului de legătură sînt îmbinate etanș prin strîngere peste învelișul exterior din material sintetic al cablului electric care se îmbină.

După un procedeu de manșonare asemănător se poate realiza și o joncțiune de derivație la care cablul derivat se scoate în lungul cablului principal [16].

Pentru cablurile electrice de joasă tensiune cu înveliș exterior din material sintetic, pentru care protecția mecanică este realizată prin alte

mijloace auxiliare (plăci de protecţie, cărămizi etc.) şi care se pozează în locuri ferite de şocuri, se poate utiliza în realizarea joncţiunii de derivaţie un manşon în formă de T din material plastic elastic, caracterizat prin aceea că are ramurile principale subţiate la extemităţi,

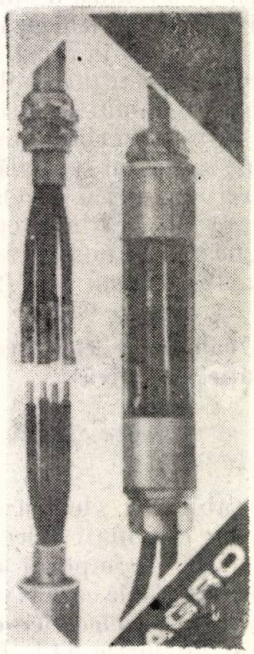


Fig. 8. Manşon de legătură sau de derivaţie tubular.

unde se continuă prin lipire cu nişte tuburi din ţesătură de fire de sticlă impregnate sau acoperite cu un strat din material pe bază de cauciuc ; în interiorul acestor tuburi se plasează nişte suporţi de carton moale, aşa cum se arată în figura 9.

Legătura între piesele componente ale manşonului se realizează prin curăţirea lor cu un solvent şi o răşină adecvată.

Pentru etanşare, manşonul se umple cu o materie plastică prin injectare cu un ac hipodermic.

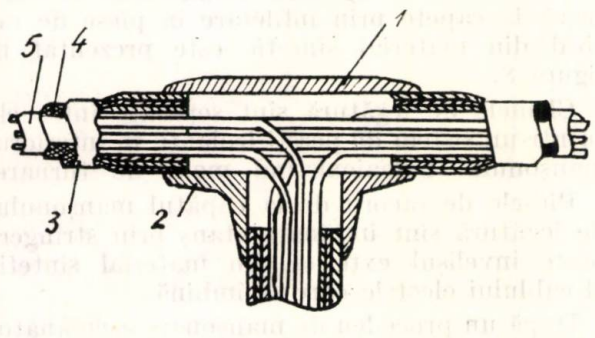


Fig. 9. Manşon de derivaţie din material elastic.
1 — teu din material plastic; *2* — extremităţi elastice; *3* — tuburi din PVC; *4* — tuburi din fibre de sticlă; *5* — suport de carton.

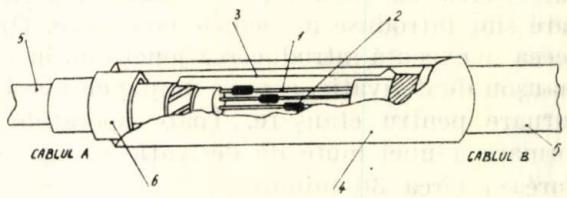
Manşonul poate fi confecţionat din două jumătăţi sau dintr-o singură bucată de material plastic elastic, care pentru montaj se deschide spre exterior, iar după execuţia conexiunilor conductoarelor electrice, datorită elasticităţii materialului, se închide formînd astfel teul manşonului de derivaţie [17].

În ţara noastră s-a studiat în ultimul timp aplicarea manşoanelor de legătură şi derivaţie din carcase confecţionate din material plastic dur fără masă de turnare [28], [29].

Manşoanele sînt confecţionate dintr-un material dur pe bază de PVC neplastifiat. Produsele care se fabrică în prezent şi care se pot utiliza şi în cazul manşoanelor de legătură şi derivaţie sînt fitinguri (reducţii, mufe) din material plastic de tip greu (G), mediu (M) sau uşor (U).

Procedeul de manşonare de legătură constă în realizarea protecţiei joncţiunii conductoarelor cu un manşon tubular din material plastic dur, care se îmbină cu cablurile electrice ce se manşonează prin intermediul unor fitinguri (reducţii, mufe) din material plastic dur şi al unui material plastic adeziv [30], cu asigurarea continuităţii electrice a învelişurilor metalice ale cablurilor electrice în interiorul manşonului tubular.

În figura 10 s-a reprezentat o joncţiune de legătură de joasă tensiune executată conform procedeului expus mai sus.



Fg. 10. Joncţiune de legătură de joasă tensiune.
1 — conductoare; *2* — cleme; *3* — fir de cupru; *4* — manşon tubular din PVC dur; *5* — înveliş din PVC; *6* — reducţie.

Pentru derivaţie se îmbină pe cablurile electrice cu izolaţie şi înveliş din material plastic un manşon din material plastic dur în formă de T, ca la joncţiunea de legătură, cu menţiunea că piesele îmbinării sînt secţionate longitudinal în cazul unui cablu principal continuu (fig. 11).

Ulterior procedeul de manşonare de derivaţie a fost perfecţionat pentru lucrările de cabluri noi pozate, în sensul sistematizării şi simplificării operaţiilor de montaj prin mărirea gamei de elemente prefabricate introduse în lucrare [31].

Avantajele aduse de procedeele de manşonare de legătură şi derivaţie expuse mai sus constau în principal în eliminarea masei de turnare din interior şi în utilizarea în exclusivitate a materialelor plastice înlocuitoare de metal.

2.3. *Procedeu de manşonare de derivaţie realizat sub tensiune*

Procedeul de manşonare de derivaţie realizat sub tensiune pentru cablurile electrice cu izolaţie din materiale sintetice comportă aceleaşi faze de execuţie ca procedeul descris la cap. 1, par. 1.3 [1], [18], [19].

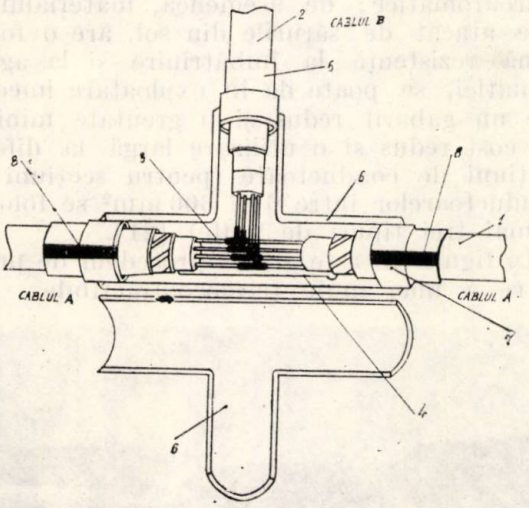


Fig. 11. Joncţiune de derivaţie de joasă tensiune.
1, 2 — înveliş din PVC; *3* — conductoare; *4* — fir de cupru; *5* — reducţie; *6* — teu din PVC dur; *7* — reducţie; *8* — material plastic adeziv.

După acest procedeu a fost realizată şi joncţiunea de derivaţie umplută cu răşină poliuretanică realizată sub tensiune cu cleme inelare de strîngere (fig. 12).

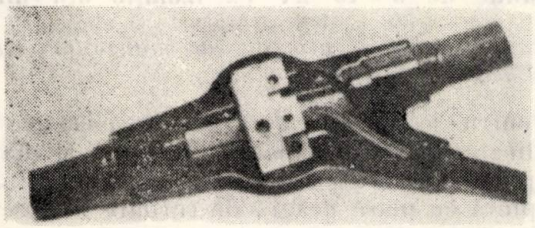


Fig. 12. Joncţiune de derivaţie utilizînd răşină Protolin 51.

2.4. *Procedeu de manşonare folosind benzi izolante*

Joncţionarea cablurilor electrice de joasă tensiune cu izolaţie din materiale sintetice după procedeul folosind benzi izolante este asemănătoare cu cea descrisă la cap. 1, par. 1.4.

Astfel, în formarea unei joncţiuni de derivaţie se utilizează benzi adezive în cîte două straturi peste fiecare clemă şi apoi încă două straturi pe ansamblu. Joncţiunea astfel formată se protejează cu un strat de bandă din PVC.

Într-o altă realizare cu izolaţie întărită, peste straturile de bandă adezivă se mai aplică trei straturi de bandă protectoare, şi apoi un strat de bandă din PVC [22].

La fel, utilizarea pentru înfăşurarea conductoarelor cu izolaţie din PVC la locul joncţiunii cu benzi adezive sintetice livrate în diferite culori, rezistente la îmbătrînire, greu inflamabile, cu o rezistenţă termică de pînă la 80°C, cu o tensiune de străpungere de 8 kV/mm şi realizînd o bună etanşare împotriva apei şi a umezelii în general (fig. 13).

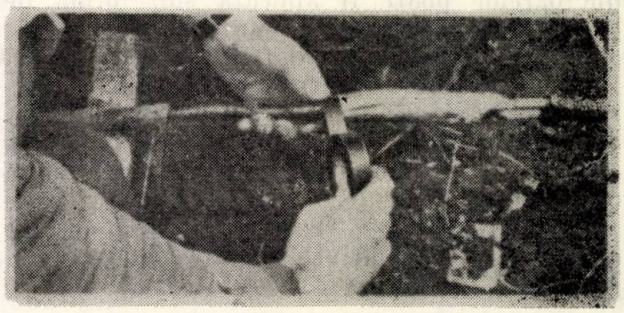


Fig. 13. Joncţiune de legătură utilizînd benzi izolante color.

O joncţiune realizată prin benzi izolante pe un cablu cu izolaţia din material sintetic se poate proteja la exterior împotriva eforturilor mecanice printr-un manşon din material plastic.

Însă în lipsa carcaselor metalice, curenţii paraziţi induşi în învelişurile metalice ale cablurilor pot crea o serie de neajunsuri, prin faptul că nu sînt scurşi în pămînt în zona joncţiunii.

Dezavantajul arătat este eliminat prin legarea la pămînt a învelişurilor metalice printr-o traversă de metal, care străbate carcasa izolantă a manşonului şi pentru care locul de trecere prin peretele manşonului se etanşează cu un adeziv adecvat [24].

În scopul realizării unei izolaţii refăcute a conductoarelor la locul de joncţiune, se mai pot utiliza benzile F — Co Vulco sau Adeband.

2.5. *Procedeu de manşonare utilizînd reacţia exotermă a răşinii de turnare*

În literatura de specialitate [23] se indică un procedeu de manşonare pentru cablurile electrice cu izolaţie din polietilenă.

Procedeul se bazează pe utilizarea reacţiei exoterme de polimerizare a unei răşini epoxidice sau poliesterice conţinînd şi un catalizator şi eventual un accelerator.

Conform procedeului de manşonare, conductoarele cablurilor electrice care se manşonează unite după procedeele cunoscute, sînt prevăzute la locul de îmbinare cu un înveliş de polietilenă sau o materie impregnată în polietilenă, iar în jurul acestora se toarnă în forme răşină epoxidică sau poliesterică împreună cu un catalizator şi eventual şi un accelerator.

Prin polimerizarea compoziției ia naștere o reacție exotermă și căldura degajată din reacție ridică temperatura polietilenei de adaos, producînd o sudare prin fuziune a acesteia cu polietilena din izolația de fabrică a conductoarelor, rezultînd la locul de îmbinare un înveliș neporos continuu.

Polietilena de adaos din jurul îmbinărilor conductoarelor poate fi aplicată sub formă de benzi, fișii longitudinale sau tuburi.

Acestea pot fi consolidate cu fibre de sticlă. Formele în care se toarnă rășina pot fi menținute peste joncțiune sau pot fi demulate.

Timpul de întărire a rășinii este de 30—40 minute, iar temperatura de reacție exotermă de 120—140°C.

În figura 14 este reprezentată o joncțiune de derivație urmînd același procedeu de manșonare.

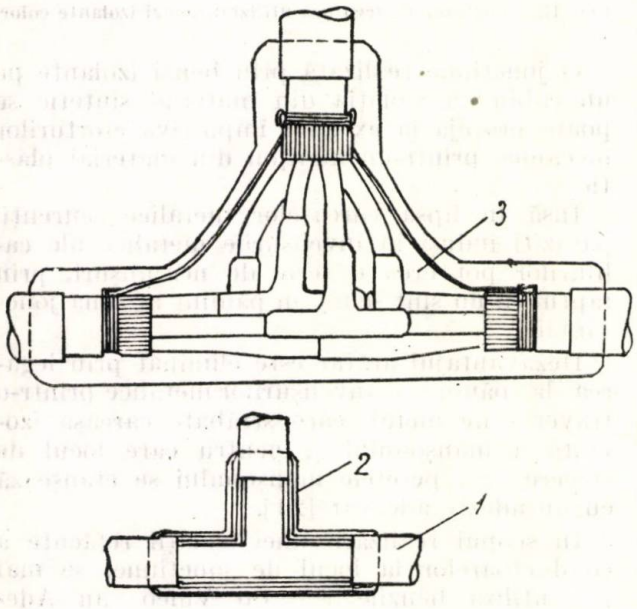


Fig. 14. Joncțiune de derivație utilizînd reacția exotermă a rășinii de turnare.

1 — izolația conductoarelor; *2* — benzi de polietilenă; *3* — rășină cu reacție exotermă.

2.6. *Manșoane și procedee de manșonare utilizînd materiale termocontractibile*

Pentru manșonarea cablurilor electrice cu izolație din material plastic se pot utiliza mufe confecționate dintr-un material poliolefin inflamabil cu fețele interioare acoperite cu un clei termoplastic.

Astfel de mufe se introduc peste fiecare din clemele de legătură ale conductoarelor cablurilor care se joncționează și de asemenea peste ansamblul joncțiunii.

Fiecare din mufele de mai sus se încălzesc direct în vîrful flăcării unui bec de gaz. Sub influența căldurii cleiul de pe partea interioară a mufelor se topește și contractă mufa presînd în mod etanș peste toate crestăturile și denivelările materialului.

O astfel de joncțiune prezintă următoarele avantaje: se utilizează cu bune calități într-o gamă largă de temperaturi (—30°C ... +70°C), comportă o mare rigiditate mecanică, o bună rezistență față de hidrocarburile alifatice și hidroaromatice; de asemenea, materialul nu este atacat de sărurile din sol, are o foarte bună rezistență la îmbătrînire și la agenți climatici, se poate da în exploatare imediat, are un gabarit redus și o greutate minimă, un cost redus și o utilizare largă la diferite secțiuni de conductoare (pentru secțiuni ale conductoarelor între 6 și 300 mm² se folosesc numai trei tipuri de mufe) [21].

În figura 15 este arătat procedeul de prelucrare a unei mufe termocontractibile.

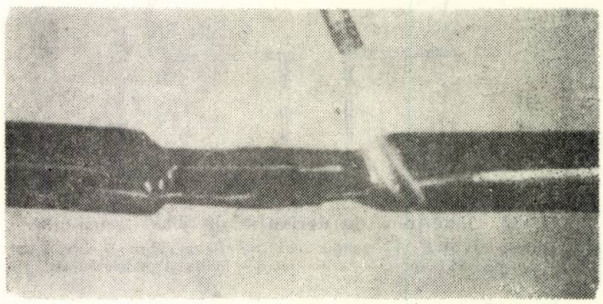


Fig. 15. Procedeu de prelucrare a unei mufe termocontractibile.

3. Joncționarea cablurilor electrice de medie tensiune de 6—10 kV cu izolație din hîrtie

3.1. *Manșoane și procedee de manșonare utilizînd carcase metalice*

Pentru joncționarea cablurilor electrice de medie tensiune cu izolație din hîrtie și manta de plumb, pe lîngă carcasa metalică din fontă umplută cu masă neagră de turnare cunoscută la joasă tensiune, se mai montează peste clemele izolate cu bandă un manșon interior din plumb, care realizează continuitatea mantalei de plumb și în care se toarnă o masă izolantă galbenă oleocolofonică, livrată conform STAS 3 898/66.

După unele construcții, un manșon din plumb este format dintr-o singură bucată de formă tubulară, care se conicizează la capete prin prelucrări mecanice. Marginile sale sînt apoi sudate la cămașa de plumb a cablului electric. În continuare, prin două găuri se toarnă masa izolantă, după care găurile se astupă prin lipire cu aliaj din cositor.

Protecția manșoanelor din plumb împotriva coroziunii se realizează prin acoperire cu lac.

După alte construcții, carcasele din plumb formate din cîte două jumătăți se montează peste joncțiune și apoi se lipesc cu aliaj LP 37.

Continuitatea electrică a manşoanelor din plumb se realizează prin legarea unor conductoare de cupru cu armătura de oţel a cablului electric şi cu carcasa exterioară de fontă a manşonului.

După unele construcţii, carcasa metalică din fontă, umplută cu un compund, este suficientă pentru a asigura etanşarea joncţiunii într-un sol normal, şi numai în pământ foarte umed (maluri de rîu, mlaştini) se mai montează un manşon interior din plumb [8].

Mai amintim joncţiunea de legătură mixtă formată dintr-un tub metalic închis la capete cu două reducţii din plastic. Pentru etanşare joncţiunea se umple cu o răşină poliuretanică (fig. 16) [8].

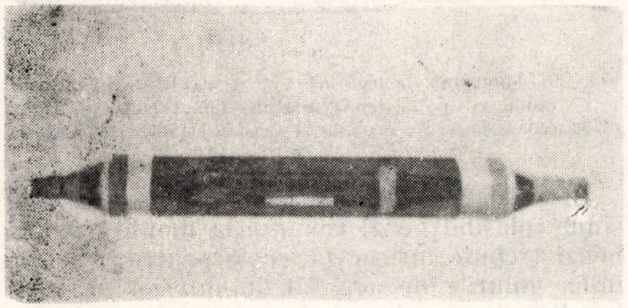


Fig. 16. Joncţiune de legătură mixtă.

3.2. *Manşoane şi procedee de manşonare utilizînd carcase izolante*

Un procedeu de manşonare de medie tensiune utilizînd carcase izolante din material plastic este cel care utilizează o răşină de turnare cu întărire la rece.

Procedeul este similar cu cel descris la par. 1.2 pentru joasă tensiune, cu deosebirea că pentru tensiunile superioare celei 1 kV distanţele între clemele de legătură cresc cu 1 mm/kV. De asemenea, spre deosebire de joasa tensiune, la medie tensiune joncţiunea se poate da în exploatare doar după completa întărire a răşinii.

Manşonul din cauciuc butadienstirenic umplut cu masă neagră de turnare se poate utiliza şi la medie tensiune.

3.3. *Procedeu de manşonare folosind benzi izolante*

Se utilizează benzi poliesterice TD2 impregnate în răşină epoxidică, cu următoarele caracteristici : rigiditate dielectrică 16 kV/mm ; constantă dielectrică 5,9 ; absorbţia apei (la 24 h şi 25°C) 0,68 % ; temperatura de serviciu între −55°C şi +110°C.

Îmbinările conductoarelor se izolează cu bandă TD2 impregnată. Golurile se astupă cu mastic izolant, astfel că în final joncţiunea capătă o formă de fus. Se asigură continuitatea ecranelor, iar ca protecţie exterioară se utilizează benzi din PVC sau TD2, carcase din material plastic sau metalice, după caz [22],[32].

Pentru o manşonare mixtă de 10 kV, trebuie avut grijă să se realizeze conurile deflectoare la capetele ecranului de cupru din cablu cu izolaţie în PVC.

În scopuri similare se mai utilizează o bandă siliconică fuzionînd la temperatura ambiantă, lipită pe un film de protecţie care se scoate la utilizare ; se livrează în benzi late de 25 mm, grosime (2−5)/10 mm şi lungime 10 m.

Se comportă excelent la atacul agenţilor chimici şi la acţiunea apei avînd un coeficient de absorbţie nul. De asemenea, rezistă bine la coroziune, la ultraviolete şi la temperatură ridicată. Are o rigiditate dielectrică de 24 kV/mm şi o constantă dielectrică 3 la 1000 Hz. Temperatura de utilizare a benzii este între −50°C şi +200°C.

4. Joncţionarea cablurilor electrice de medie tensiune de 6−10 kV cu izolaţie sintetică

4.1. *Manşoane şi procedee de manşonare utilizînd carcase metalice*

Pentru joncţionarea cablurilor electrice de medie tensiune cu izolaţie din materiale sintetice se utilizează manşoane din fontă şi masă neagră de turnare după procedeul de manşonare descris la joasă tensiune, cu menţiunea că este necesar ca la locul de joncţionare clemele de legătură să fie izolate cu bandă şi de asemenea trebuie asigurată continuitatea metalică a ecranelor.

4.2. *Manşoane şi procedee de manşonare utilizînd carcase izolante*

Şi în acest caz se pot aplica procedeele de manşonare descrise la cap. 3, par. 3.2. În plus se remarcă utilizarea joncţiunilor de legătură folosind răşinile poliuretanice turnate în carcase demontabile din material plastic şi protejate contra loviturilor accidentale din exterior de o cuşcă metalică din fire de oţel plat sau cupru înglobate prin turnare în corpul joncţiunii (fig. 17) [8].

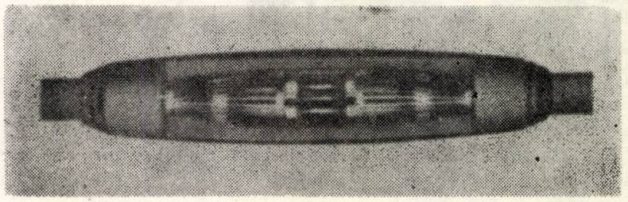


Fig. 17. Joncţiune de legătură de 6−10 kV utilizînd răşină poliuretanică şi ecran protector.

Pentru cablurile electrice izolate în polietilenă reticulată, se utilizează manşoane de legătură şi derivaţie confecţionate din cauciuc sintetic pe bază de terpolimer, etilenă, propilenă

și dienă (EPDM), un produs cu calități electrice excelente și o foarte bună stabilitate în timp, avînd o rezistență de 1,10 MΩ/m și rigiditatea dielectrică de 33 500 V/mm. Produsul este practic insensibil la ozon, la căldură sau la efecte corona. Suportă o temperatură între 120°C și 150°C și în serviciu intermitent 175°C, iar pentru temperaturi joase își păstrează proprietățile pînă la —70°C [33].

O imersiune prelungită în apă caldă nu provoacă decît o slabă rezistență la rupere. Este de asemenea rezistent la acțiunea acizilor, bazelor, detergenților, fosfaților, cetonelor, alcoolilor sau glicolilor.

Alte proprietăți: rezistență la rupere pînă la 246 kg/cm², aderă bine la metale și are o stabilitate a culorilor excelentă. Manșoanele de acest tip nu necesită masă de turnare. Se montează direct pe cablurile cu ecran semiconductor extrudat și fără teacă exterioară.

Pentru cablurile care nu sînt prevăzute cu un astfel de ecran, cum ar fi cablurile electrice cu ecran cablat sau în benzi, manșoanele se montează prin intermediul unui adaptor care poate fi pentru montaj interior sau exterior.

În figura 18 este reprezentat în secțiune un manșon de legătură confecționat din cauciuc EPDM.

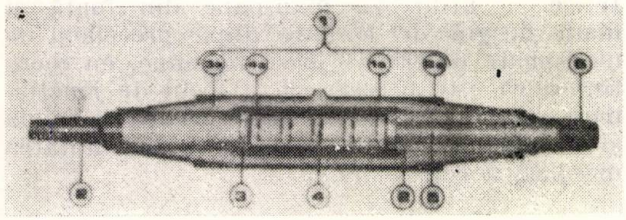


Fig. 18. Manșon de legătură 250 S.

Pentru derivații se utilizează joncțiuni în sistem debroșabil (fig. 19).

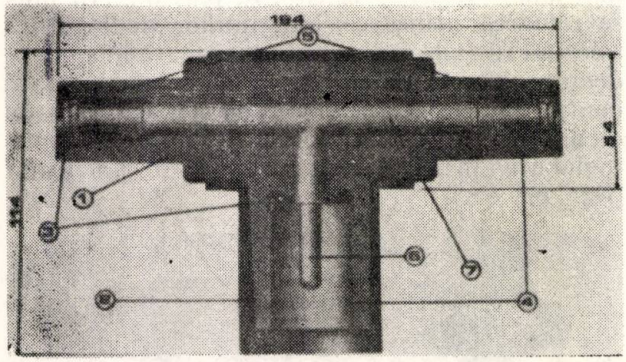


Fig. 19. Joncțiune de derivație debroșabilă din cauciuc EPDM.

4.3. *Procedee de manșonare folosind benzi izolante*

Pentru cablurile electrice de medie tensiune cu izolație din materiale sintetice, se poate utiliza un procedeu de manșonare de legătură folosind benzi izolante adezive [1], [2].

Principiul de bază al procedeului constă în refacerea izolației și a învelișurilor exterioare la locul de îmbinare a conductoarelor, precum și eliminarea golurilor de aer prin bandajarea cu benzi izolante adezive, unele cu calități dielectrice, iar altele care oferă protecție mecanică.

În figura 20 s-a reprezentat o joncțiune de legătură pentru un cablu de medie tensiune izolat în polietilenă folosind benzi adezive izolante[2].

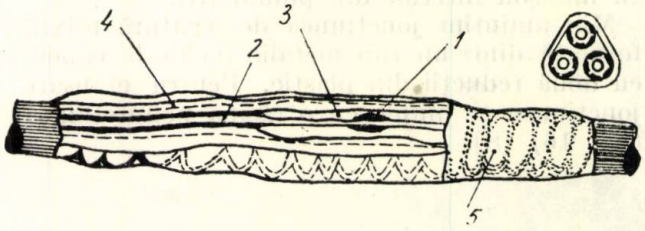


Fig. 20. Joncțiune de legătură pentru cablu de medie tensiune cu polietilenă, folosind benzi izolante.
1 — clemă de legătură; *2* — conductor; *3* — izolație cu bandă; *4* — ecranare; *5* — bandă PVC de protecție exterioară.

În procedeul de manșonare de medie tensiune folosind benzi izolante la montaj, aceste benzi trebuie întinse puternic pentru a se elimina golurile de aer, iar în interior se refac învelișurile metalice de ecranare ale cablurilor electrice.

Protecția mecanică a joncțiunii se poate realiza utilizînd benzi de cauciuc vulcanizat sau PVC, sau o carcasă metalică umplută cu masă neagră de turnare.

Alte benzi utilizate în tehnica joncționării de medie tensiune sînt: Réf 141, o bandă în cauciuc butil autosudabilă, care rezistă perfect la acțiunea efectului corona; pentru refacerea izolației benzile Volseal Réf 141 sau Réf 142, iar pentru protecție mecanică benzile exterioare Réf 1,27, Réf 137 sau Réf 177, care se garantează a fi suple, insensibile la soare și la intemperii; la frig se recomandă îndeosebi benzile Réf 137 și Réf 1,77, banda Volseal Réf 144 pe bază de cauciuc sintetic și care la montaj trebuie acoperită de una din benzile Réf 1,27, 1,37 sau 177 [34].

Caracteristicile electrice și mecanice ale acestor benzi sînt indicate în tabelul de mai jos.

	Temperatura de utilizare °C	Rezistența mecanică, kg/cm lărgime	Tensiunea de străpungere, V/mm	Rezistența de izolare, MΩ	Grosimea, mm
Réf 127	+10 +80	3,5	9 500	$> 1 \times 10^6$	18/100
Réf 137	−12 +80	3,5	9 500	$> 1 \times 10^6$	18/100
Réf 177	−18 +80	5,3	12 000	1×10^6	25/100
Volseal Réf 144	—	—	17 600	$> 1 \times 10^6$	3
Réf 141	—	28	15 000	$> 10^{12}$	76/100

5. Joncţionarea cablurilor electrice de 20 kV cu izolaţie de hîrtie

5.1. *Manşoane şi procedee de manşonare utilizînd carcase metalice*

Un exemplu de joncţiune de legătură pe un cablu cu izolaţie de hîrtie cu un manşon metalic este arătat în figura 21.

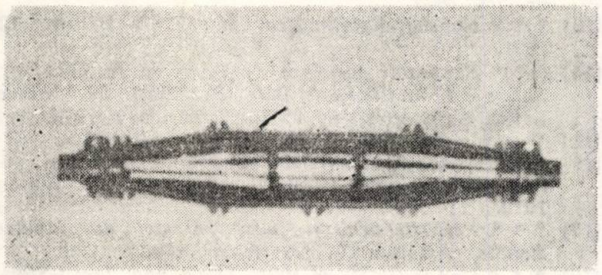


Fig. 21. Manşon de legătură metalic de 20 kV pe un cablu cu izolaţie de hîrtie.

Conductoarele la locul de joncţionare se protejează fiecare cu cîte un manşon din plumb umplut cu compund cu turnare la o temperatură de 120°C, iar carcasa exterioară din fontă se umple cu un alt compund cu turnare la o temperatură de 150°C.

O altă joncţiune de legătură între un cablu cu izolaţie de hîrtie şi un cablu cu izolaţie sintetică se realizează prin protejarea fiecărei cleme de legătură cu cîte un manşon tubular din material plastic umplut cu o răşină poliuretanică, iar carcasa exterioară din fontă este umplută cu un compund de turnare la cald [8].

6. Joncţionarea cablurilor electrice de 20 kV cu izolaţie sintetică

6.1. *Manşoane şi procedee de manşonare utilizînd carcase izolante*

La joncţiunea din figura 22, după unirea conductoarelor se restabileşte continuitatea izolaţiilor şi a ecranelor metalice.

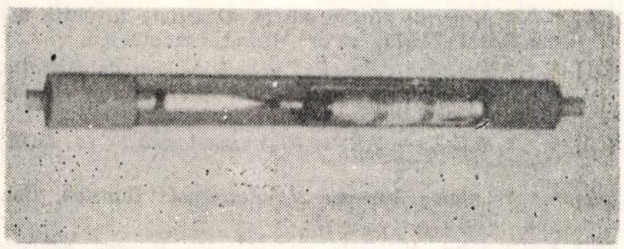


Fig. 22. Joncţiune de legătură de 20 kV pentru cabluri cu izolaţie sintetică.

O reţea de cupru înconjură joncţiunea şi protejează personalul împotriva unor atingeri accidentale, iar un tub umplut cu răşină protejează joncţiunea contra loviturilor mecanice din exterior [8].

O altă joncţiune protejată la exterior cu o carcasă din material plastic este reprezentată în figura 23 [35]. Se utilizează pentru joncţionarea cablurilor electrice monofilare ecranate izolate în polietilenă sau PVC.

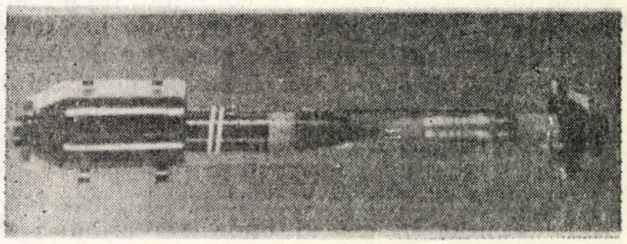


Fig. 23. Joncţiune de legătură pe un cablu monofilar de 20 kV.

Umplerea mufei din material plastic transparent se realizează printr-o fantă dispusă în lungul mufei.

Izolarea îmbinării şi ecranarea cîmpului magnetic se recomandă a se executa cu benzi de tip Scotch. Pentru 20 kV se mai pot utiliza, la fel ca şi la 10 kV, manşoane de legătură şi derivaţie confecţionate din cauciuc EPDM.

6.2. *Procedeu de manşonare folosind benzi izolante*

Pentru aceleaşi tipuri de cabluri se mai poate utiliza o joncţiune ca în figura 24, unde, la faza 1, se arată cele două conductoare îmbinate

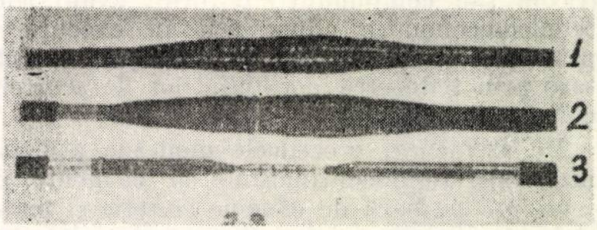


Fig. 24. Joncţiune de legătură de 20 kV pe un cablu monofazat izolat cu PE.

cu cleme prin presare, la faza 2, la mijlocul joncţiunii, se poate observa o parte din ecranul refăcut la locul de îmbinare şi peste care se aplică benzile izolante adezive, iar la faza 3 joncţiunea este complet terminată.

★

Joncţionarea cablurilor de tensiuni superioare (35—110 kV), fiind mai rar întîlnită în instalaţii, nu a fost descrisă în cele expuse mai sus.

În ţara noastră se lucrează în mod curent cu cabluri electrice cu izolaţie din PVC sau hîrtie şi manta metalică de tensiuni între 1—20 kV.

Cele mai răspîndite manşoane, care continuă să fie utilizate la noi şi în prezent, sînt manşoanele metalice din fontă şi masă neagră de turnare pentru cablurile electrice de joasă tensiune, completate la medie tensiune cu man-

șoane de plumb umplute cu masă galbenă oleocolofonică. Pentru aceste manșoane, procesul tehnologic este definitivat.

Marele dezavantaj al procedeelor de manșonare utilizînd carcase din fontă sau plumb și masă de turnare constă în consumul de metal. De aceea s-au efectuat o serie de încercări pentru a se definitiva alte procedee de manșonare mai eficiente. Astfel, s-au experimentat și omologat manșoanele confecționate din cauciuc butadienstirenic și în prezent s-a trecut la aplicarea lor efectivă în practică.

Un alt procedeu de manșonare la joasă tensiune aplicat în cadrul unor întreprinderi și care în prezent se află în fază de definitivare este cel utilizînd manșoane din material plastic dur fără masă de turnare.

De asemenea, în prezent se studiază extinderea și la noi în țară a procedeelor de manșonare prin utilizarea materialelor termocontractibile.

★

Din materialul documentar expus în articolul de față se pot trage următoarele concluzii:

Dintre joncțiunile cunoscute la tensiunile de 1—20 kV sînt în prezent definitivate cele pe cablurile cu izolație de hîrtie.

Pentru cablurile electrice cu izolație din materiale plastice, procedeele de manșonare utilizînd benzi adezive protejate eventual prin carcase izolante fără masă de turnare tind să se extindă față de cele utilizînd masă de turnare (rășini sau compunduri) datorită avantajelor tehnico-economice aduse atît în execuție — prin lipsa masei de turnare — cît și în exploatare prin reducerea posibilităților de scurtcircuit în interiorul joncțiunilor.

De asemenea, procedeele moderne utilizînd materiale termocontractibile și elemente de joncțiuni pe bază de cauciuc sintetic și materiale plastice apar și mai eficiente datorită simplificării procesului tehnologic de execuție, acurateței montajului și siguranței sporite în exploatare.

Bibliografie

[1] Vicol, P., Cernescu, C., Lăzărescu, S. și Mortun, C. *Construcția liniilor electrice*. Editura tehnică, București, 1975.

[2] Pietrăreanu, E. *Construcția și exploatarea rețelelor de cabluri în întreprinderile industriale*. Col. electricianului. Editura tehnică, București, 1973.

[3] Bădulescu, N. *Linii și stații electrice*. Îndrumător. Editura tehnică, București, 1967.

[4] Reabkov, A. Ia. *Elektriceskie seti i sistemi*. Moscova, 1960.

[5] Lăzărescu, St. Bîrsănescu, V. și Sărăcineanu, R. *Cum se montează manșoanele și cutiile terminale ale cablurilor*. Col. electricianului. Editura tehnică, București, 1963.

[6] M.E.E — T.E.M. *Fișa tehnologică FC—15b*. ODE, București, 1972.

[7] * * * *Kabelgarnituren bis 1 kV*. În: ETZ-B, nr. 2, 1972.

[8] * * * *Power cable fittings for rated voltages of up to 30 kV*. Siemens, 1975.

[9] Cossonay. *Câbles basse tension avec conducteurs en aluminium*. Suisse, 1976.

[0] Cellpack. *Giessharz-Kabelarmaturen*, Suisse, 1974.

[11] * * * *Baulemente, Bauteile und Schaltungen Giessharz — Kabelarmaturen*. În: ETZ—B, 23, nr. 10, 1971.

[12] * * * *TECE 1 kV Giessharzgarnituren*. În: ETZ—B, nr. 7/8, 1972.

[13] * * * *Kunstoff-Kabelmuffen*. În: ETZ—B, nr. 12, 1971.

[14] * * * *Exposants membres de l'ASE à la 56e Foire Suisse d'Echantillons à Bâle*. În: Bull. de L'Assoc. Suisse des Electriciens, 63, nr. 7, Zürich, 1, 1972.

[15] Peyer, S. *Dérivations-résolutions optimales*.

[16] * * * *AGRO-Kabelverbindungsmuffen*. În: Bull. de l'Assoc. Suisse des Electriciens, 63, nr. 19, Zürich, 1972.

[17] * * * *Perfectionnements aux harnais de câblage*. Bendix Aviation Corporation, 1960.

[18] * * * Hannover Messe 1971. *Stand und Trend-Starkstromkabel und leitungen Garnituren*. În: ETZ—B, nr. 15/16, 1971.

[19] * * * *Schraub-compakt-Kabel-abzweig-klemmen*. În: ETZ-B, nr. 19, 1971.

[20] * * * Circulara nr. 95155/16.01.1976, M.E.E. — C.I.E.E.T., Secția cercetare-proiectare.

[21] * * * *Prospect Raychem*, Wien, 1973.

[22] * * * *Notice SERAM. Toute la gamme des accessoires de réseaux BT et HT*.

[23] * * * *Procédé de réunion de câbles électriques en vue de former une jonction*. Pirelli General Cable Works Ltd., Paris, 1960.

[24] * * * *Manchon de jonction et de dérivation, en particulier pour câble de transmission*. Kabel und Metallwerke Gutehoffnung Aktiengesellschaft, 1970.

[25] * * * *Metodă de manșonare de legătură pentru cablurile electrice cu manta de plumb*. Descriere invenție dosar OSIM 77 895/1974, autor Adrian Stănculescu — IRE Craiova.

[26] * * * *Metodă de manșonare de derivație pentru cablurile electrice cu manta de plumb*. Descriere invenție dosar OSIM 78 021/1974, autor Adrian Stănculescu.

[27] * * * *Chit de etanșare și procedeu pentru obținerea lui*. Descriere invenție dosar OSIM 78 022/1974, autor Adrian Stănculescu.

[28] * * * *Procedeu de manșonare de legătură pentru cablurile electrice*. Brevet CNST-OSIM 58 037/2 decembrie 1974, autor Adrian Stănculescu.

[29] * * * *Procedeu de manșonare de derivație pentru cablurile electrice*. Brevet CNST-OSIM București (certificat de inventator) 58 363/19 iulie 1973. Autor Adrian Stănculescu.

[30] * * * *Material plastic adeziv*. Descriere invenție dosar OSIM 77 572, autor Adrian Stănculescu.

[31] * * * *Procedeu de montaj al manșoanelor de derivație*. Descriere invenție dosar OSIM 78 174, autor Adrian Stănculescu.

[32] * * * M.E.E. — T.E.M. *Fișa tehnologică FC10*. ODE, București, 1972.

[32] * * * *Catalog Amerace NV-Elastimold Division*, Belgia, 1975.

[34] * * * John Manville de France. *Rubans adhésifs isolants pour l'installation et l'entretien électrique*.

[35] * * * *Scotch EP — Produkt — System für die Elektro-Montage*, 1976.

[36] * * * *PE Kabel Verbindungsmuffe type MT*. În: Bull. ASE, 10 ianuarie 1976.

(Articol intrat în redacție la 19 aprilie 1976)

Economia de energie și iluminatul

Dr. ing. **O. Stavrescu***

În ultimele două decenii s-a remarcat în toate țările o tendință de raționalizare a utilizării energiei electrice, raționalizare prin care se urmărește economisirea energiei utilizate în toate domeniile. Această tendință, care a atins punctul culminant în ultimii 2—3 ani, datorită crizei mondiale a combustibililor, s-a răsfrînt implicit și asupra iluminatului artificial, una dintre principalele utilizări ale energiei electrice — după forța motrice și încălzit.

Prin raționalizarea iluminatului se urmărește obținerea vizibilității maxime pe timpul nopții, cu minimum de consum al energiei electrice. O bună vizibilitate creează condițiile fiziologice necesare pentru ca omul să-și desfășoare activitatea cu maximum de eficiență, evită accidentele și unele boli de ochi și de nervi, creînd totodată un efect psihologic de bunăstare, de ambianță plăcută, care amplifică efectele condițiilor fiziologice menționate. Vizibilitatea depinde de cantitatea și de calitatea luminii, care se măsoară cu ajutorul mărimilor fotometrice cunoscute: iluminarea, luminanța, uniformitatea iluminării și a luminanței, direcția și culoarea luminii.

Pentru aprecierea calității instalațiilor de iluminat, principalele mărimi fotometrice sînt normate în majoritatea țărilor prin standarde naționale, iar la nivel mondial prin recomandări ale Comisiei Internaționale de Iluminat (CIE), ale CAER ș.a.

Raționalizarea instalațiilor de iluminat constă în obținerea cu minimum de costuri în investiții și consum de energie electrică a valorilor optime ale mărimilor fotometrice arătate, sau cel puțin a valorilor prescrise de norme. Valorile optime sînt cele din care rezultă un maximum în vizibilitate și în efectele favorabile menționate mai sus aduse de aceasta.

În cele ce urmează se prezintă o privire generală asupra preocupărilor, tendințelor și recomandărilor tratînd căile și mijloacele raționale pentru economisirea energiei folosite de iluminatul electric.

Economisirea rațională a iluminatului în străinătate

Preocupări pentru raționalizarea iluminatului au existat încă de la începuturile iluminatului electric, însă acestea s-au intensificat treptat datorită avantajelor economice și sociale rezultate din raționalizare, iar în ultimii ani datorită crizei mondiale de combustibil și energie.

Astfel, preocupări de două decenii în urmă, din R.S.C. [1], [2], U.R.S.S. [3] și alte țări [4] în privința economisirii raționale în iluminatul artificial — interior și exterior — s-au extins pînă la prezentarea și discutarea acestei probleme în ultimele congrese internaționale [5].

În paralel cu acestea s-au manifestat preocupări pentru economicitatea instalațiilor de iluminat interior în general [6], precum și, mai ales, a celor din industrii [7] . . . [12], a celor de iluminat public exterior [13] . . . [16], criteriile de evaluare a economicității acestora fiind incluse și în norme naționale [17].

Este interesant de observat că diverse lucrări publicate de curînd, ca cele menționate, tratează de regulă probleme disparate privind economicitatea iluminatului și nu îmbrățișează întregul domeniu al proiectării, construirii (montării), exploatării și întreținerii instalațiilor de iluminat.

Între lucrările citate, se remarcă importanța lucrării lui Loef [11], care demonstrează că iluminatul produce în industrie economii însemnate pe cale indirectă, în sensul că o instalație de iluminat mai costisitoare și care consumă mai multă energie poate conduce la economii mai mari pe toată întreprinderea decît alta mai ieftină și cu consum redus, datorită creșterii producției și calității produselor, reducerii accidentelor și îmbolnăvirilor. Această concluzie a fost confirmată și la nivel internațional [18], fiind adoptată în majoritatea țărilor industrializate.

Ridicarea importanței problemei economice a iluminatului pînă la nivel internațional s-a concretizat la Sesiunea 18-a CIE din 1975 la Londra, cînd s-a înființat un comitet special (TC-4,9) pentru studierea acestei probleme cu concursul tuturor țărilor.

Economisirea rațională a iluminatului în R.S.R.

Preocupări mai vechi în țara noastră, concretizate și în lucrări publicate în ultimul deceniu [19], [20], precum și cercetări mai recente în domeniul raționalizării iluminatului exterior și interior au fost sistematizate, sintetizate și exprimate într-un normativ republican [21], întocmit pe baza Decretului nr. 620/1974, devenit Legea 140/1975, pentru raționalizarea energiei.

Normativul conține principalele măsuri raționale care trebuie luate de toți consumatorii pentru economisirea energiei electrice consumată de iluminat și alte utilizări, în domeniul proiectării, exploatării și întreținerii acestor instalații. În același timp se normează parametrii sau mărimile fotometrice de care depinde vizibilitatea, precum și caracteristicile echipamentului de iluminat (lămpi, corpuri de iluminat, sisteme și instalații de iluminat), care realizează în mod optim din punct de vedere tehnico-economic parametrii normați.

* Dr. ing. Octav Stavrescu este cercetător științific la ICEMENERG.

Astfel, normativul cuprinde, spre deosebire de alte lucrări anterioare, un domeniu cît mai general, precizînd măsurile de economisire raţională a iluminatului din toate punctele de vedere şi în toate domeniile de activitate.

Recent s-au publicat şi alte lucrări privind măsuri pentru economisirea energiei electrice în iluminat, printre care şi scheme electrice pentru comanda automată a iluminatului interior, în funcţie de timp sau de nivelul de iluminare [22].

Situaţia prezentă. Tendinţe

Cu ocazia restricţiilor introduse în diferite ţări, ca urmare a crizei mondiale de energie din ultimii ani, s-au exprimat, uneori chiar s-au impus, şi măsuri de economisire mai puţin raţionale, ca reducerea exagerată a nivelurilor de iluminare (normate sau aplicate), a uniformităţii acestora, demontarea parţială a unor instalaţii fără un plan raţional ş.a.

Astfel de măsuri au condus adesea la pagube importante în economiile naţionale respective, mai ales în ţările în care aceste măsuri nu au fost sistate din timp.

Sesizată de astfel de fenomene, Comisia Internaţională de Iluminat (CIE), prin consultarea specialiştilor de cea mai înaltă competenţă, a elaborat şi difuzat Comitetelor naţionale de iluminat ale tuturor ţărilor Circulara nr. 235 CN din 29.04.1975 [23], prin care precizează principiile şi căile pentru economisirea *raţională* a energiei consumată de iluminatul electric, recomandînd ca acestea să fie publicate în fiecare ţară, pentru cunoaşterea lor de către publicul consumator.

Circulara CIE 235 se bazează pe principiul general că, deşi iluminatul joacă un rol foarte mic în consumul total de energie, proiectanţii şi inginerii pot contribui prin anumite măsuri la economisirea energiei, însă fără sacrificarea obiectivului principal, al iluminatului bun.

În cele ce urmează se face o prezentare succintă a liniilor directoare principale din Circulara CIE 235. Cînd apare necesitatea economisirii energiei, este corect ca toate domeniile de utilizare a acesteia să contribuie la economisire cu o cotă proporţională cu ponderea domeniului respectiv în totalul energiei utilizate.

Avînd în vedere costul ridicat al energiei, proiectantul de iluminat trebuie să aplice toată ingeniozitatea posibilă pentru economisirea acesteia, însă fără scăderea nivelurilor de iluminare, care trebuie să asigure oamenilor condiţiile optime pentru a-şi efectua lucrările eficient — cu productivitatea corespunzătoare —, de calitate şi precizie, rapid şi fără oboseală.

În acest sens, CIE recomandă următoarele măsuri pentru economisirea energiei, fără a se sacrifica foloasele, avantajele sau randamentul iluminatului :

1. Iluminările necesare sau normate să se determine în funcţie de sarcina vizuală şi ţinînd seama de diferenţele vizuale dintre oameni, datorită vîrstei şi altor factori.

2. Iluminatul să se proiecteze pe baza iluminărilor normate, care să fie în concordanţă cu recomandările internaţionale în curs.

3. Să se aleagă lămpile cele mai eficiente pentru iluminatul respectiv, ţinînd seama şi de necesitatea redării culorilor.

4. Să se aleagă corpuri de iluminat eficace, cu caracteristici de distribuţie a luminii adecvate pentru sarcina vizuală şi mediul respectiv, care să nu producă orbire jenantă sau reflexii de voalare importante.

5. Să se utilizeze suprafeţe ale încăperilor avînd valori ridicate ale factorilor de reflexie, pentru a se obţine un randament sau coeficient de utilizare bun al instalaţiei de iluminat.

6. Să se urmărească integrarea iluminatului cu sistemele de încălzire şi condiţionare, pentru a se economisi energia utilizată pentru răcire şi încălzire.

7. Să se proiecteze sisteme de iluminat adaptabile, astfel ca în diverse zone din interior iluminatul să poată fi stins sau redus atunci cînd nu este necesar.

8. Să se coreleze iluminatul artificial cu iluminatul natural, evitîndu-se fenomene de orbire sau de dezechilibru (neuniformitatea) al luminanţelor.

9. Să se stabilească un program de întreţinere adecvat pentru schimbarea lămpilor şi pentru curăţirea periodică a corpurilor de iluminat şi a suprafeţelor încăperilor.

În iluminatul exterior, economiile de energie se obţin prin măsuri raţionale similare : alegerea iluminării în funcţie de categoria de drum, de trafic şi riscurile de accidente, alegerea lămpilor eficiente şi a corpurilor de iluminat adecvate, introducerea comenzii iluminatului în trepte.

Continuînd a sublinia efectele folositoare ale unui bun iluminat, CIE insistă asupra dezvoltării iluminatului în spiritul economisirii energiei, dar accentuînd totodată că ar trebui să se dea omului posibilitatea de a vedea, astfel ca să-şi poată desfăşura munca cu maximum de eficienţă. Cu alte cuvinte, scopul suprem este să se utilizeze cît mai eficient întreaga energie disponibilă : atît cea fizică cît şi cea umană.

Concluzii şi propuneri

Comparînd prevederile Normativului republican PE 136 cu recomandările internaţionale recente din circulara CIE 235/1975, se constată că normativul cuprinde aproape toate aceste

recomandări, cu excepţia integrării iluminatului cu sistemele de încălzit-condiţionare.

În această situaţie, pentru a se utiliza la maximum foloasele aduse de iluminatul electric pe plan economic şi social, este necesar să se aducă instalaţiile de iluminat interior şi exterior la parametrii indicaţi în normativul republican, prin măsurile raţionale prescrise în ce priveşte montarea echipamentului de iluminat suficient şi menţinerea performanţelor acestuia printr-o întreţinere eficace.

Bibliografie

[1] Netusil. *Intervalul de timp economic la întreţinerea instalaţiilor de iluminat.* În: Elektrotechniky Obzor, nr. 9, 1954.

[2] Ondricek, J. *Consideraţii economice asupra iluminatului modern.* În: Economia de energie, IDT, nr. 10, 1960.

[3] Seidin, S. A. *Utilizarea raţională a energiei electrice pentru iluminat.* În: Promîşlennaia energhiia, nr. 16, nr. 10, 1961.

[4] * * * *Economiile realizate prin buna întreţinere a instalaţiilor de iluminat.* În: Lighting and Total Environment, nr. 10, 1967.

[5] Svehla, J. *Economiile în iluminat.* A 17-a Sesiune CIE, Barcelona, sept. 1971.

[6] Medvedski, N. I. şi Lesman, E. A. *Uproşcennii sposob tehniko-ekonomiceskovo sopostavleniia osvetitelnih ustanovok vnutrennevo osveşceniia.* În: Svetotehnika nr. 6, 1970.

[7] Schmidt, Kurt P. R. *Zur rationellen Beleuchtung von Hallenbauten.* În: Der Elektropraktiker 18, nr. 6, 1964.

[8] Hammer. *Beispiele wirtschaftlichen Beleuchtung von Werkraumen.* În: Lichtechnik, nr. 9, 1967.

[9] Cuudall, G. P. şi Humphreys, J. S. *Industrial lighting design and its financial evaluation.* În: Trans. of the IES, 33, nr. 2, 1968.

[10] Tihonov. *Raţionalizarea iluminatului încăperilor de producţie şi al locurilor de muncă.* În: Soţialisticeskii trud, nr. 9, 1968. *Instalaţii de iluminat electric industrial.* Culegere de traduceri, IDT, 1970.

[11] Loef, C. *L'économie en fonction de l'éclairage. Enquête sur le rapport entre la rationalisation de l'entreprise et les conditions de l'éclairage.* În: Revue Internationale de l'Eclairage, 22, nr. 1, 1971.

[12] Matlis, V. S. *Ekonomiceskaia effektivnosti povişeniia osveşcennosti proizvodstvennih pomeşcenii.* În: Svetotehnika, nr. 6, 1972.

[13] Cvilan, J. *Economic evaluation of the street illumination with mercury lamps compared with luminescent lamps.* În: Elektrotechnika, Iugoslavia, 9, nr. 1, 1966.

[14] Pusch, R. *Wirkungsgradmethode zur Berechnung der Beleuchtungsstärke bei Aussembeleuchtungsanlagen.* În: Lichttechnik, nr. 2, 1969.

[15] * * * *A study of the benefits of suburban highway lighting.* În: Illuminating Engineering, nr. 4, 1969.

[16] Şapiro, L. P. *Tehniko-ekonomiceskie pokazateli ekspluatatii ulicinovo osveşceniia gorodov.* În: Svetotehnika, nr. 8, 1970.

[17] * * * DIN 5044—1970. Strassenbeleuchtung.

[18] Riemenschneider, W. *Die Anwendung von lichtechnischen Empfehlungen bei der Beleuchtung von Räumen für industrielle und komerzielle Zwecke.* Al doilea Congres european de iluminat, Bruxelles, sept. 1972.

[19] Farago, G. *Calculul, întreţinerea şi economia instalaţiilor de iluminat cu tuburi fluorescente.* Bucureşti, 1954.

[20] Feldman, V. *Economisirea energiei electrice la iluminat în întreprinderile industriale.* Sesiunea ASIT, Timişoara, dec. 1961. În: Energetica, nr. 1, 1962.

[21] MEE, MATMCGET, IGSDOPEC. *Normativ republican privind folosirea raţională a energiei electrice la iluminatul artificial şi în utilizările casnice.* Indicativ PE 136/76.

[22] Mereuţă, C. *Măsuri practice generale pentru economisirea energiei electrice în industrie.* Editura tehnică, 1975.

[23] CIE. Circulara nr. 235 CN/1975 privind economia de energie şi iluminatul.

(Articol intrat în redacţie la 1 aprilie 1976)

CRONICĂ

A V-a Consfătuire a termoenergeticienilor

Brașov, decembrie 1976

Comisia de termoenergetică din cadrul Comisiei Naționale a Inginerilor și Tehnicienilor, în colaborare cu Ministerul Industriei Construcțiilor de Mașini, Ministerul Energiei Electrice, Consiliul Popular al Județului Brașov și Comisia inginerilor și tehnicienilor din Uzinele „Tractorul", a organizat la Brașov, în perioada 2—4 decembrie 1976, cea de-a V-a Consfătuire a termoenergeticienilor din R.S.R., cu tema: „Optimizarea termoenergetică a proceselor industriale".

Continuînd tradiția de analiză a problemelor termoenergetice actuale specifice platformelor industriale din țara noastră, consfătuirea și-a desfășurat lucrările în cadrul uneia dintre unitățile reprezentative ale industriei construcțiilor de mașini, Uzina „Tractorul" — Brașov.

În acțiunea de pregătire și organizare a lucrărilor consfătuirii, s-a urmărit, ca și la consfătuirea precedentă a termoenergeticienilor de la Săvinești, mobilizarea unor colective de specialiști pentru prezentarea de rapoarte care să analizeze problemele termoenergetice ale uzinei menționate, precum și ale altor întreprinderi din Municipiul Brașov, asigurînd astfel un cadru concret pentru dezbateri, cît și posibilități de generalizare a unor rezultate obținute.

La consfătuire au fost de asemenea prezenți specialiști care activează în institute de învățămînt superior, în unități de cercetare, proiectare și producție. S-a subliniat, atît prin rapoartele prezentate, cît și prin participarea la dezbaterile din cadrul lucrărilor, interesul pentru optimizarea termoenergetică în procesele industriale și s-au evidențiat căi concrete de obținere a economiilor de combustibil.

Lucrările consfătuirii au fost deschise prin prezentarea a patru referate de sinteză, care au definit problematica supusă dezbaterilor, și anume:

— conceptul de disponibilitate, ca indicator al calității realizării și exploatării echipamentului energetic;

— metodele de creștere a gradului de utilizare a căldurii în întreprinderile industriei constructoare de mașini în general și, separat de aceasta, o localizare a căilor de optimizare termoenergetică, bazată pe experiența pozitivă a Uzinei „Tractorul" — Brașov;

— poziția importantă a industriei în cadrul acțiunilor privind economia de energie în viitorul imediat și în perspectivă.

Referatele de sinteză, elaborate de specialiști în domeniile respective, au stimulat un schimb rodnic de idei privind perfecționarea proceselor termice din industrie, care a fost aprofundat prin referatele prezentate.

Corespunzător tematicii, cele 40 de referate au fost repartizate în două secții:

— secția I, grupînd 29 de referate, a abordat optimizarea termoenergetică a proceselor industriale:

— secția II, grupînd 11 referate, a fost consacrată optimizării schemelor și soluțiilor de alimentare cu căldură.

Referatele au conținut propuneri concrete, sinteze și rezultate ale unor activități de durată care au permis identificarea unor importante căi de economisire a combustibilului și resurselor energetice.

Din referatele și dezbaterile secției I s-au desprins următoarele idei, concluzii și recomandări:

1. Economia de energie în toate procesele termice industriale constituie o problemă de interes național. Economiile se traduc prin micșorări de consum de energie primară și prin aceasta duc la limitarea importului de combustibil necesar închiderii balanței de combustibil a țării. În consecință, toate economiile trebuie privite prin prisma rezultatelor globale, la scară națională, și raportate bănește la valoarea combustibilului economisit, considerat cu dinamica sa de creștere în timp.

2. Recuperarea resurselor energetice secundare este una dintre măsurile principale de economisire în instalațiile din industrie. Ea nu trebuie limitată la fiecare întreprindere, ci trebuie să cuprindă toate posibilitățile de folosire a energiei recuperate. Recuperarea resurselor energetice secundare necesită o strînsă colaborare între tehnologi și energeticieni.

3. Îmbunătățirea folosirii energiei primare duce la rezultatul maxim, dacă se urmărește optimizarea randamentului energetic încă de la faza proiectării noilor instalații și a alegerii tehnologiilor. În această alegere, consumurilor de energie trebuie să li se acorde o pondere sporită.

4. În industria constructoare de mașini s-a evidențiat posibilitatea unor economii substanțiale, prin recuperarea căldurii gazelor evacuate de la toate secțiile calde (cuptoarele de forjă, tratamente termice, turnătorii etc.). Aceste preocupări trebuie continuate și intensificate, iar aplicarea rezultatelor trebuie generalizată.

5. Pentru toate consumurile industriale acoperite din centrale de termoficare, trebuie să se procedeze la reanalizarea parametrilor ceruți de consumatori și racordarea fiecăruia la sursa cu presiunea cea mai apropiată, aceasta aducînd simultan economii de combustibil, o producție mărită de energie electrică și în general o siguranță mai mare în alimentarea cu căldură.

6. Ansamblul producător — conducte de transport — consumator trebuie privit unitar și optimizat funcțional, ținînd seama de restricțiile și cerințele fiecărei părți componente.

7. Referatele au evidențiat că aria preocupărilor termoenergetice din industria constructoare de mașini, ca și din alte ramuri industriale, cuprinde și preocupări cu rezultate semnificative asupra altor utilități (aer comprimat, oxigen, aer cald de ventilație în secții cu regim special, alimentări cu apă).

8. În procesele industriale, recuperările de căldură, în general discontinue, implică studierea mijloacelor de aplatisare a curbelor de producție și consum, inclusiv posibilitatea de folosire a acumulatoarelor de căldură.

9. Izolația termică, recuperarea condensatului și controlul parametrilor în rețelele de alimentare cu abur și apă fierbinte din industrie, care au un rol important în limitarea pierderilor, trebuie să stea în atenția proiectanților, în vederea elaborării de soluții cît mai eficiente și tipizate și trebuie urmărite, verificate și corectate continuu în exploatare.

10. Pentru reducerea pierderilor din spațiile tehnologice încălzite, urmează să se îmbunătățească, împreună cu elementele tehnologice, și elementele părții de construcții și instalații ale halelor industriale cu rezistență termică, etanșare și iluminare naturală corespunzătoare.

11. Se impune în continuare perfecționarea aparatelor și sistemelor de încălzire a halelor industriale, ținînd seama de condițiile specifice impuse de alimentarea cu căldură și de nivelul tehnic al instalațiilor.

Din referatele și dezbaterile secției a II-a s-au desprins următoarele idei, concluzii și recomandări:

1. Economia de combustibil impune să se acorde o atenție deosebită dezvoltării termoficării urbane, inclusiv în centrul Brașov, unde ar urma să se realizeze în prima etapă o încărcare mai eficientă a surselor existente, o redistribuire a hidrocarburilor folosite în prezent pentru utilizare prioritară în unități cu randamente mai ridicate, cît și utilizarea căldurii obținute prin reprofilarea de grupuri cu condensație.

2. Dezvoltarea consumului de cărbune impune reproiectarea cazanelor de apă fierbinte pe cărbune, ținînd seama și de posibilitatea arderii în pat fluidizat.

3. Este necesară reproiectarea schimbătoarelor de căldură și crearea unei familii de aparate cu schimb intensificat și reducerea consumului de metal.

4. Este necesară analizarea anuală a regimurilor hidraulice și termice ale consumatorilor industriali, executarea corecturilor în rețele și echilibrarea lor pînă la receptoare, introducerea măsurătorii de debit și a reglajului automat de temperatură pe hale. Pentru acest reglaj se are în vedere aparatul X 72 de fabricație FEA.

Participanții la consfătuire au efectuat și o vizită tehnică la Uzina „Tractorul", pentru cunoașterea aprofundată a problemelor tratate în referatele prezentate de specialiștii acesteia. În cadrul vizitei a fost efectuat un util schimb de experiență și idei asupra modalităților de abordare concretă a problemelor termoenergetice ale unităților cu profil similar din industria constructoare de mașini, precum și din alte unități industriale.

În ansamblu, lucrările consfătuirii au condus la următoarele concluzii generale :

1. S-a constatat eficiența metodei de pregătire și desfășurare a consfătuirii, constînd din mobilizarea de colective de specialiști pentru analizarea problemelor termoenergetice ale unei platforme sau întreprinderi industriale, ceea ce, în afara stabilirii la fața locului a unor noi direcții de acțiune pentru economisirea combustibilului, permite și generalizarea rezultatelor obținute.

2. Studierea corelată a aspectelor energetice și a proceselor tehnologice este cea mai sigură metodă de evidențiere a căilor de optimizare a tehnologiilor, pentru creșterea eficienței energetice a soluțiilor actuale.

3. Marile platforme ale industriei constructoare de mașini oferă un cîmp larg de activitate pentru termoenergeticieni, în sensul unor preocupări legate de economisirea combustibililor, atît în procesele tehnologice, cît și în domeniul alimentării cu căldură pentru încălzire. Direcțiile principale rezultă din preocupările privind reducerea în continuare a consumurilor specifice, prin perfecționarea procedeelor și schemelor tehnologice adoptate, perfecționarea surselor de căldură, optimizarea schemelor de transport și distribuție a căldurii, precum și din preocupările de valorificare a resurselor energetice secundare.

4. Tuturor acestor acțiuni, legate în primul rînd de ramura industriei construcțiilor de mașini, li s-au adăugat propuneri interesante din alte ramuri industriale. Se remarcă în acest sens participarea specialiștilor din ramura industriei chimice, care au dezvoltat și continuat preocupările pe linia recomandărilor celei de-a IV-a Consfătuiri a termoenergeticienilor, desfășurată pe platforma industrială RoznovSăvinești, prin prezentarea unor propuneri noi și interesante.

Dintre aceste preocupări se menționează abordarea științifică a relației tehnologie-energetică, prin analiza sistematică a schemelor, ceea ce permite elaborarea de metode de simulare, cu ajutorul calculatoarelor electronice de proces.

5. Pentru valorificarea cît mai completă a soluțiilor de economisire a energiei, este necesară intensificarea informării asupra rezultatelor obținute de fiecare industrie și a schimbului de experiență între ramuri, precum și între utilizatori și constructorii de aparate și utilaje termice. Se impune atît informarea sistematică pe ramuri, cît și publicarea de documentații de prezentare și cataloage.

Se propune ca revista „Energetica" să introducă o rubrică specială privind economisirea energiei în industrie, în care să fie publicate date privind cele mai valoroase realizări.

6. Propunerile prezentate în cadrul lucrărilor consfătuirii reflectă contribuția termoenergeticienilor la traducerea în viață a indicațiilor date de tovarășul Nicolae Ceaușescu la Consfătuirea de lucru de la Comitetul Central al Partidului Comunist Român din septembrie 1976 cu cadrele din domeniul cercetării și proiectării, rezultînd direcțiile de optimizare a soluțiilor termoenergetice, în sensul economisirii combustibililor, urmărindu-se în același timp realizarea acestora cu un volum de investiții și un consum de materiale redus.

7. Extinderea acțiunii de economisire a energiei impune o cunoaștere mai adîncă a problemelor energetice de către tehnologii din proiectare și din exploatare. Se propune ca problemele specifice de energetică să fie introduse în cunoștințele generale ale studenților de la toate facultățile cu profil tehnic, pe specialități energointensive, precum și prin cursuri de specializare postuniversitară, pentru tehnologii din industrie.

Consfătuirea recomandă termoenergeticienilor luarea în considerare și aplicarea în cadrul unităților economice a tuturor propunerilor rezultate din dezbaterile care au avut loc pe baza referatelor prezentate, pentru obținerea de economii de combustibil.

În încheierea lucrărilor, participanții au adresat o telegramă Comitetului Central al Partidului Comunist Român, secretarului său general, tovarășul Nicolae Ceaușescu, în care își exprimă totala adeziune față de măsurile inițiate de conducerea de partid și de stat privind reducerea consumurilor de materii prime, materiale, energie și a volumului de investiții, angajîndu-se să muncească cu devotament și responsabilitate pentru transpunerea în viață a politicii partidului nostru de dezvoltare a bazei energetice a țării, prin găsirea de tehnologii noi de producere a căldurii, de transport și utilizare a acesteia, care să conducă la noi și importante cantități de combustibil economisit, la realizarea noilor obiective cu investiții și consumuri de materiale minime.

Prof. dr. ing. **Nicolae Dănilă,**
președintele comisiei de termoenergetică CNIT

Ing. **Niculae Niculescu,**
vicepreședintele comisiei de termoenergetică CNIT

Al treilea Congres European al Luminii "III Lux Europa"

Asociaţia Italiană de Iluminat organizează la Florenţa în zilele de 25, 26 şi 27 mai 1977 al treilea Congres European al Luminii, avînd ca temă principală :

"Iluminatul în serviciul cerinţelor prezentului"

care va trata utilizarea raţională a energiei în vederea unui iluminat eficient.

Lucrările se vor desfăşura în două secţii, şi anume :

Secţia I. *Integrarea surselor de lumină şi a corpurilor de iluminat cu alţi factori ai mediului*

a) surse
b) energie
c) plan general

Secţia II. *Iluminatul în încăperi mari*

a) Balanţa iluminatului natural şi iluminatului artificial în raport cu economisirea energiei
b) Variaţia iluminatului în spaţiu şi timp în concordanţă cu cerinţele
c) Sisteme de iluminat tip „plafon"
d) Iluminatul în vecinătatea clădirilor sau a complexelor de clădiri.

Dintr-un total de peste 80 lucrări propuse, comitetul de selecţie a aprobat 30, printre care :

O. Stavrescu, C. Irinei şi Gh. Chiriţă (România) : Consideraţii tehnice şi economice cu privire la utilizarea lămpilor cu descărcare de mare intensitate.

D. Fischer (Olanda) : Principiile iluminatului într-o lume sensibilizată de problema energiei.

G. Franck (Germania) : Iluminat şi energie — Tendinţe în utilizarea luminii.

G. Gramsci şi S. Molinari (Italia) : Materiale pentru corpuri de iluminat în raport cu întreţinerea şi economia instalaţiilor de iluminat.

J. B. Collins şi V. H. C. Crips (Anglia) : Economisirea energiei şi Codul 1977 al Societăţii Britanice de Iluminat.

Ing. *C. Irinei*,
secretar al Comitetului
Naţional Român de Iluminat

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.S. România. Redacţia : Bucureşti, Str. Doamnei 14—16 Sectorul 4. Telefon : 15 08 90. Instituţiile pot achita abonamente pentru biblioteci şi cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi : lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale : lei 30 anual. Preţul unui exemplar : 5 lei. Taxele poştale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. I. c. 7231

41 401

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.165 : 621.438 : 621.3.017

Алексе, Фл. и Маня, Д.: **Снижение ударных потерь в паровых и газовых турбинах низкой реакции**

Авторы рассматривают некоторый критерий выбора входного угла незакрученных подвижных лопастей энергетических тепловых турбинных двигателей низкой реакции в целях снижения до минимума качественных потерь содержания тепла при ударе между жидкостью и входной кромкой подвижных лопастей при наиболее вероятных режимах давлений и расходов. Далее авторы описывают изменение указанных потерь при изменении расхода через турбину.

Energetica 25 (1977), № 3–4, стр. 81–86

ДК 662.74 : 532.5

Михэеску, Л.: **Время сгорания угольной пыли в зависимости от относительной скорости между средой и частицей. Об определении времени сгорания в зависимости от гидродинамического спектра течения**

При рассмотрении течения жидкости вогруг частицы угольной пыли как плоскостно-потенциальное течение удалось определить в случае частиц цилиндрической формы математическое выражение для определения относительной скорости между средой и частицей.

Energetica 25 (1977), № 3–4, стр. 87–91

ДК 621.181.021 : 620.193.1

Пиллат, Д. В.: **Развитие эрозии пучков труб парогенераторов**

Energetica 25 (1977), № 3–4, стр. 91–95

ДК 621.438.003

Наххас, А.: **Технико-экономический анализ вариантов газотурбинных установок**

Energetica 25 (1977), № 3–4, стр. 96–101

ДК 621.39 : 621.311.1 : 614.7

Бэлан, Г., Бадя, Н., Никулеску, К., Писпирис, С. и Питиш, К.: **Влияние высоковольтных установок переменного тока на кабельные линии связи на территории больших городов**

Статья рассматривает методологию определения вводимых через резистивную связь напряжений в сети телесвязи, расположенных на территории больших городов. Авторы уделяют особое внимание принимаемым в расчетах коэффициентам равномерности распределения потенциала на территории больших городов.

Energetica 25 (1977), № 3–4, стр. 101–105

ДК 621.315.2.004.4

Стэнкулеску, А.: **Муфты и способы производства муфтовых соединений электрических кабелей**

Автор приводит некоторые методы производтсва соединительных и разветвительных муфт электрических кабелей.

Energetica 25 (1977), № 3–4, стр. 106–116

ДК 620.91 + 621.32

Ставреску, О.: **Экономия энергии и освещения**

Представлены рациональные меры, касающиеся экономии энергии в освещении, без затрагивания благоприятных явлений электрического освещения.

Energetica 25 (1977), № 3–4, стр. 117–119

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.165 : 621.438 : 621.3.017

Alexe, Fl. und *Manea, D.* : **Herabsetzung der Aufprallverluste bei energieerzeugenden Dampf- und Gasturbinen mit kleiner Reaktion**

Es wird ein Auswahlkriterium des Eintrittswinkels ungedrillter Drehschaufel energierzeugender Wärmeturbinenmotoren mit kleiner Reaktion in der Art und Weise bestimmt, dass die durch den Aufprall zwischen dem Arbeitsmittel und dem Eintrittstand der Drehschaufel entstehenden qualitativen Wärmeeinhaltsverluste bei den höchstwahrscheinlichen Druck- und Durchsatzfahrweisen vermindert werden. Ferner wird die Schwankung dieser Verluste bei Änderung des Arbeitsmitteldurchsatzes durch die Turbine beschrieben.

Energetica 25 (1977), H. 3–4, S. 81–86

DK 662.74 : 532.5

Mihăescu, L. : **Brennzeit des Kohlenstaubs in Abhängigkeit von der relativen Geschwindigkeit zwischen Medium und Kohlenkorn. Beiträge zur Bestimmung der Brennzeit in Abhängigkeit vom hydrodynamischen Spektrum der Strömung**

Durch die Betrachtung des Strömungsprozesses einer Flüssigkeit um ein Kohlenstaubkorn als eine ebenpotentielle Strömung ist es gelungen bei zylinderförmigen Körnern eine mathematische Beziehung zur Bestimmung der relativen Geschwindigkeit zwischen Arbeitsmedium und Korn abzuleiten

Energetica 25 (1977), H. 3–4, S. 87–91

DK 621.181.021 : 620.193.1

Pillat, D. V. : **Erosionsentwicklung bei Rohrbündeln der Dampfkessel**

Energetica 25 (1977), H. 3–4, S. 91–95

DK 621.438.003

Nahhas, A. : **Technisch-ökonomische Untersuchung von Varianten der Gasturbinenanlagen**

Energetica 25 (1977), H. 3–4, S. 96–101

DK 621.39 : 621.311.1 : 614.7

Bălan, Gh., Badea, N., Niculescu, C., Pispiris, S. und *Pitiș, C.* : **Einwirkung der Hochspannungs-Wechselstromanlagen auf die Fernmeldekabelleitungen der Grossstädte**

Der Beitrag behandelt ein Verfahren zur Bestimmung der in den Fernmeldekabelleitungen durch Ohmsche Kupplung entstehenden Spannungen. Ein besonders Augenmerk wird in den Berechnungsbeziehungen den Potentialausgleichsfaktoren auf dem Territorium der Grossstädte geschenkt.

Energetica 25 (1977), H. 3–4, S. 101–105

DK 621.315.2.004.4

Stănculescu, A. : **Kabelmuffen und Vermuffungsverfahren bei elektrischen Kabelleitungen**

Es werden mehrere Verfahren zur Herstellung von Verbindungs- und Abzweigmuffen bei elektrischen Kabelleitungen behandelt.

Energetica 25 (1977), H. 3–4, S. 106–116

DK 620.91 + 621.32

Stavrescu, O. : **Beleuchtung und Energieeinsparung**

Es werden hierbei zweckmässige Massnahmen zur Einsparung elektrischer Energie bei der Lösung von Beleuchtungsaufgaben, ohne dabei die Vorteile der elektrischen Beleuchtung zu beeinträchtigen.

Energetica 25 (1977), H. 3–4, S. 117–119

SOMMAIRE

CD 621.165 : 621.438 : 621.3.017

Alexe, Fl. et *Manea, D.* : **Réduction des pertes par choc dans les turbines énergétiques à vapeur et à gaz avec réaction diminuée**

On établit un critère de choix de l'angle d'entrée des aubes mobiles non-tordues des turbo-moteurs thermiques énergétiques, à réaction diminuée, qui minimise les pertes qualitatives d'enthalpie par le choc entre le fluide et le bord d'entrée des aubes mobiles, dans le régime de pressions et débits le plus probable pour la turbine. De même, on decrit la variation de ces pertes par rapport à la modification du débit s'écoulant par la turbine.

Energetica 25 (1977), no. 3–4, p. 81–86

CD 662.74 : 532.5

Mihăescu, L. : **Durée de la combustion du charbon pulvérisé par rapport à la vitesse relative milieu-particule. Contributions à sa détermination en fonction du spectre hydrodynamique de l'écoulement**

En traitant l'écoulement d'un fluide autour d'une particule de charbon comme un écoulement plan potentiel, on a aboutit à établir, pour les particules de forme cylindrique, une relation mathématique permettant d'indiquer la vitesse relative milieu-particule.

Energetica 25 (1977), no. 3–4, p. 87–91

CD 621.181.021 : 620.193.1

Pillat, D. V. : **Evolution de l'errosion de la tuyauterie des chaudières à vapeur**

Energetica 25 (1977), no. 3–4, p. 91–95

CD 621.438.003

Nahhas, A. : **Analyse technique et économique des variantes des installations de turbines à gaz**

Energetica 25 (1977), no. 3–4, p. 96–101

CD 621.39 : 621.311.1 : 614.7

Bălan, Gh., Badea, N., Niculescu, C., Pispiris, S. et *Pilis, C.* : **Influence des installations électriques HT en courant alternatif sur les câbles de télécommunications sur le territoire des grandes villes**

L'article traite de la methodologie qui détermine les tensions par couplage par résistance dans les réseaux de télécommunications sur le territoire des grandes villes. Il prend notamment en considération, dans les relations de calcul, les facteurs d'équipotentiel sur le territoire des villes.

Energetica 25 (1977), no. 3–4, p. 101–105

CD 621.315.2.004.4

Stănculescu, A. : **Manchons et procédés d'emmanchement pour les cables électriques**

L'auteur présente plusieurs modèles de réalisation des manchons de raccordement et de dérivation aux cables électriques.

Energetica 25 (1977), no. 3–4, p. 106–116

CD 620.91 + 621.32

Stavrescu, O. : **L'économie d'énergie et l'éclairage**

L'article présente les mesures rationnelles pour l'économie d'énergie dans l'éclairage sans affecter les effets favorables de l'éclairage électrique.

Energetica 25 (1977), no. 3–4, p. 117–119

CONTENTS

DC 621.165 : 621.438 : 621.3.017

Alexe, Fl., and *Manea, D.* : **Reduction of shock losses and reduced reaction gases turbines**

Determination of an input angle choice criteria of the mobile unwound blades of the reduced reaction thermal power turbomotors, so as to minimize the enthalpy quality losses through the shock between the liquid and the mobile blades inlet at the most probable pressures and flow regime for the turbine. The variation of these losses at the turbine flow modification is described.

Energetica 25 (1977), nr. 3–4, p. 81–86

DC 662.74 : 532.5

Mihăescu, L. : **Pulverized coal burning time function of the relative speed medium-particle ; contributions to its determination function of the flow hydrodynamic spectrum**

By treating the liquid flow around a coal particle as a potential even flow, it has been succeeded for the cylindrical shape particles to determine a mathematical relation for determining the relative speed medium-particle.

Energetica 25 (1977), nr. 3–4, p. 87–91

DC 621.181.021 : 620.193.1

Pillat, D. V. : **Erosion evolution of steam boilers pipe bundles**

Energetica 25 (197), nr. 3–4, p. 91–95

DC 621.438.003

Nahhas, A. : **Technical-economic analysis of gase turbine installations variants**

Energetica 25 (1977), nr. 3–4, p. 96–101

DC 621.39 : 621.311.1 : 614.7

Bălan, Gh., Badea, N., Niculescu, C., Pispiris, S. and *Pitiş, D.* : **Influence of high voltage a.c. installations upon the large urban telecommunication cables**

The article deals with the determination methodologies of the voltage by resistive coupling in the telecommunication networks from large urban areas. Special consideration is given, in the calculation relations, to the equipotentiality factors from the urban areas.

Energetica 25 (1977), nr. 3–4, p. 101–105

DC 621.315.2.004.4

Stănculescu, A. : **Cable sleeves and joining procedures for electric cables**

Several construction methods for the connecting sleeves and the cable connection boxes at electric cables are presented.

Energetica 25 (1977), nr. 3–4, p. 106–116

DC 620.91 + 621.32

Stavrescu, O. : **Energy economy and illumination**

There are presented the rational measures for the power economy at illumination without affecting the favourable effects of electric lighting.

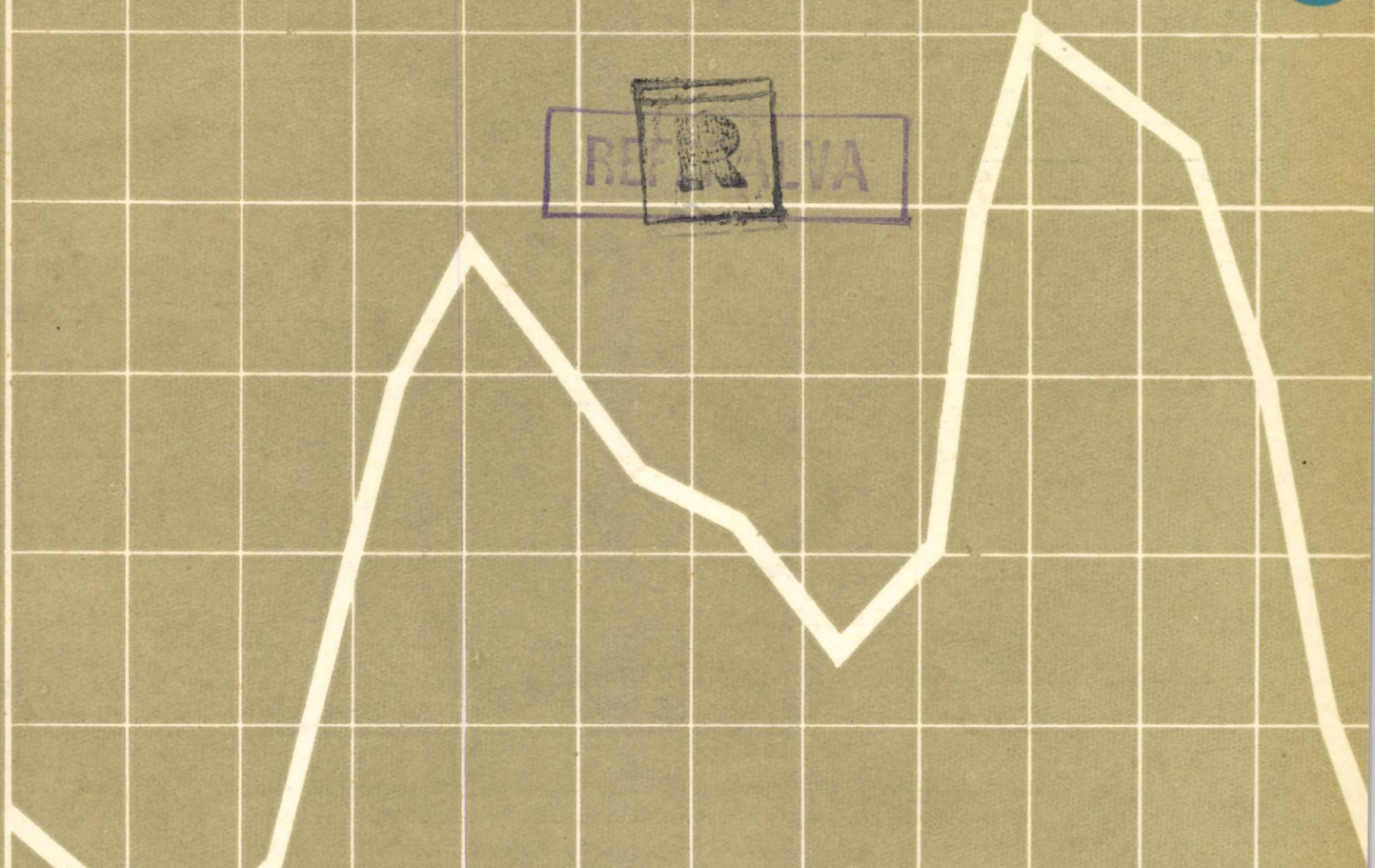
Energetica 25 (1977), nr. 3–3, p. 117–119

E 2039

MW

5

REFERINȚA



energetica

VOLUMUL XXV
BUCUREȘTI MAI 1977

0 6 12 18

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE
ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR
DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 25 Nr. 5 mai

Cuprinsul

		Pag.
P. Dimo	**Revoluţie în conceptele cercetării sistemelor electroenergetice?**	125—130
N. Vasilescu	**Consumul de energie pentru energie; randamentul extern al unei centrale sau al unui program**	131—136
N. Kerlész	**Calculul influenţei modificărilor regimului de lucru al turbinelor cu condensaţie cu o priză reglabilă pentru termoficare urbană, de tip VT, asupra consumului specific de căldură pentru producerea energiei electrice**	136—141
Ahmad Nahhas	**Principii de alegere a schemelor instalaţiilor de turbine cu gaze pentru termoficare**	141—149
V. Panaite	**Aspecte ale fiabilităţii întreruptoarelor automate de înaltă tensiune**	149—158
* * *	**Lucrările celei de-a 26-a Sesiuni a CIGRE**	159—169
RECENZII		

**Revista apare sub îndrumarea
Consiliului ştiinţific
al Institutului central de cercetări energetice**

Revoluție în conceptele cercetării sistemelor electroenergetice?

Dr. docent ing. **Paul Dimo**
membru corespondent al Acad. R.S.R.
— ICEMENERG —

Revoluția manifestă azi în metodele de cercetare cu calculatorul electronic este încă în plină evoluție. În domeniul sistemelor electroenergetice, ea are un aspect particular prin faptul că evoluția acestor sisteme către sisteme continentale pune probleme cu totul noi.

Structura fizică nouă a sistemelor vaste interconectate pune probleme de stare, funcționare și continuitate a serviciului, foarte dificile, pentru care căile clasice sînt depășite. Moștenirile lăsate de Fallou (Franța), Jdanov (U.R.S.S.) Crary (S.U.A.) etc., cu toate dezvoltările căpătate, nu dau răspunsul dorit. Se poate totuși afirma că determinarea regimurilor sistemelor vaste este azi posibilă, cu toată multitudinea de date și parametri ce trebuie considerați.

Problema însă pentru aceste sisteme apare în însăși cunoașterea datelor de intrare la un moment dat pentru determinarea regimului corespunzător al ansamblului rețelei interconectate. Deci, o primă problemă de INFORMATICĂ, de o importanță fundamentală. Datele trebuie cunoscute cu evoluțiile lor în timp și cu abateri limitate de la valorile exacte. Această primă problemă condiționează mai departe căile cercetării stărilor și comportării sistemului vast.

1. PRIMA PROBLEMĂ: INFORMATICA

Metodele clasice plecau de la sisteme simple, ca: sistemul generator — motor, topologie simplă radială a sistemului, transport pe o linie etc. etc. Datele de intrare erau puține și aproximate corespunzător pentru necesitățile de cunoaștere a stărilor și evoluției lor (reglaj, stabilitate statică, tranzitorie, stări dinamice etc.). Metodele de cercetare clasice sînt toate *deterministe* și corespundeau atît informaticii cît și necesităților cunoașterii fenomenelor relativ simple de la începutul dezvoltării domeniului.

Să recapitulăm mai jos condițiile nou apărute odată cu apariția sistemelor vaste interconectate;

a) *Complexitatea consumatorilor* moderni conduce la caracteristici complicate, neliniare și imposibil de determinat exact în anumite stări evolutive ale sistemului. Considerarea lor ca o impedanță, un curent constant sau o putere constantă, ceea ce permitea liniarizarea ecuațiilor, este discutabilă mai ales în stările critice sau periculoase ale sistemului, care sînt primele ce trebuie lămurite.

b) *Evoluțiile reglajelor și dispozitivelor de protecție* pun, de asemenea, probleme, dacă se dorește introducerea lor pornind de la energia primară ce alimentează sistemul energetic (cărbune, gaze, păcură, apă) și pînă la partea mecanică finală a consumatorilor [1]. Astfel, atît mărimile de intrare primare, cît și cele ce s-ar putea obține din sistemul informațional ridică o primă serie de probleme greu de soluționat.

c) Împrejurările de la a) și b) de mai sus se complică și mai mult atunci cînd se caută *consecințele unor incidente*. Problema nu mai poate căpăta soluții de încredere cercetînd o anumită stare particulară și un anumit incident, atît din cauza lipsei de rigurozitate a datelor de intrare, cît mai ales din cauza multitudinii de cazuri posibile în vasta geometrie a rețelelor moderne. Se încearcă soluții bazate pe „SCENARII" reduse la părți ale sistemului presupuse că au rezultat în final izolate de rest, în urma unor serii de împrejurări ce s-au succedat în timp [1] și care sînt deduse prin raționamente, și nu prin calculul evoluției. Determinarea așa-numitor *„contingențe"* aparține acestei categorii și constituie unul dintre mijloacele eficace în cercetările ce se fac în scopul evaluării siguranței funcționării.

d) Un alt element deosebit de important în organizarea și funcționarea sistemelor vaste interconectate îl constituie *anumite condiții ce trebuie impuse în funcționarea și comportarea unor părți ale sistemului* (zone, subsisteme, sisteme componente etc.) și care impun considerarea unor informații în plus, de multe ori SINTETICE. Ele rezultă din însumarea datelor unor elemente de aceeași natură (sarcina totală a zonei, puterea totală generată într-un subsistem etc.). Să numim aceste părți în care apar informații sintetice cu numele general de „subsistem". Ele pot fi „SUBSISTEMUL" unui sistem energetic al unei țări sau întreprinderi, sau al unei rețele vaste interconectate, corespunzînd în acest caz sistemului unei țări sau întreprinderi.

Informațiile sintetice pentru „subsisteme" se pot referi la următoarele categorii:

i) *Controlul schimbului de puteri între subsisteme.* Apare deci necesitatea cunoașterii puterii totale generate și celei consumate (plus pierderi) în subsistem, dacă se dorește respectarea unui contract de schimb pentru a se putea decide măsurile ce trebuie luate și rezerva turnantă ce trebuie formată în subsistem pentru respectarea obligațiilor contractate.

ii) *Conducerea și supravegherea subsistemului de către administrația respectivă.* Administrația subsistemului trebuie să schimbe permanent date și informații în general „SINTETICE" atît pentru a cunoaște posibilitățile sistemelor vecine, cît și pentru a face cercetări de „con-

tingențe" în legătură cu liniile de interconexiune și a preveni unele stări critice (vezi mai departe 2.1).

iii) *Subsisteme care sînt supravegheate de organizațiile locale, dar aparțin unui sistem național sau unei singure companii.* Ele au probleme specifice organizației respective a sistemului. Dacă cercetările în legătură cu siguranța internă a subsistemului revin organizației locale, vor rezulta evident unele informații, în general „sintetice", pe care fiecare subsistem trebuie să le aibă de la celelalte subsisteme (rezerva turnantă totală, puteri totale generate etc.).

Din cele de mai sus rezultă o primă concluzie în ceea ce privește informatica datelor de intrare de diverse tipuri, așa cum apar azi posibile și necesare în sistemele vaste moderne, care vor fi completate la pct. 1.2.

*

La rîndul lor, datele de intrare corespunzătoare fiecărei variabile de stare, comentate la pct. a) și b), care alcătuiesc prima categorie de informații necesare, pun probleme greu de rezolvat. Putem deci despărți în două categorii informațiile ce trebuie considerate, și anume :

1.1. *Categoria 1 — Informații asupra caracteristicilor probabile ale variabilelor de stare*

Deoarece caracteristicile injecțiilor de putere pozitive sau negative nu pot fi cunoscute cu precizie pentru anumite stări evolutive ale sistemului (în special cele ale sarcinilor), se va recurge la informații asupra caracteristicilor probabile. Se pot considera o serie de posibilități [1], [3], sau selecționa caracteristici simple, care să dea unele informații cel puțin calitativ exacte și să permită constituirea de modele matematice simple [5].

1.2. *Categoria 2 — Informații sintetice*

Acest nou tip de informații sînt specifice în primul rînd rețelelor interconectate foarte dezvoltate. Dacă analizele pentru diverse cercetări se fac pentru fiecare „subsistem" component, atunci se poate proceda după cum urmează :

— Subsistemul cercetat este păstrat în modelul ansamblului cu adevărata lui identitate, sau cu unele eventuale echivalări pentru simplificarea rețelei interne, simplificări posibile în problema cercetată (vezi par. 12.5 din [6]).

— Restul sistemului vast interconectat va fi reprezentat printr-un model redus și „simplificat", dar suficient pentru determinarea „răspunsurilor" la care conduce la frontiera subsistemului cercetat. Se poate observa că, pentru aceasta, sistemele îndepărtate pot fi reprezentate foarte simplificat, printr-un singur generator, sau sarcină de exemplu, sau printr-un generator și o sarcină. De asemenea, rețeaua de interconexiune va fi păstrată cu adevărata ei identitate pentru partea conectată la nodurile de frontieră ale subsistemului cercetat și reprezentată din ce în ce mai simplificat, pe măsură ce se depărtează (electric) de frontierele rețelei cercetate.

*

De notat că această soluție de reprezentare a sistemului este propusă în ANALIZA NODALĂ a sistemelor energetice pe modele „REI" [5], [6]. Modelele REI sînt constituite considerînd subsistemul cercetat conform punctului 1.2 de mai sus și pot apoi utiliza, în diverse probleme, unele liniarizări în transformările rețelei, cu „*deliniarizări*" în final, în scopul introducerii unor informații (vezi 1.1 de mai sus) ce nu pot fi reprezentate prin mărimi liniarizate (vezi sarcinile nodurilor fictive etc. [9], [10].

2. INDICATORII — NOI CĂI EURISTICE PENTRU DETERMINAREA STĂRILOR

În lucrări anterioare [6] s-a arătat necesitatea de a trece la alte metode de cercetare pentru sistemele electroenergetice moderne, luînd ca exemplu căile medicinei, care cercetează complicatul sistem căruia îi corespunde omul.

Medicul caracterizează starea unui pacient analizînd și corelînd o serie de „indicatori", cum ar fi : temperatura corpului, pulsul, analiza sîngelui, o serie mare de alte analize chimice și alți indicatori caracterizînd starea pacientului.

Este posibilă o asemenea analiză și în cazul sistemelor energetice ? Progresele uriașe făcute de informatica modernă și de căile stocastice asociate calculatoarelor electronice ne fac să răspundem afirmativ la această întrebare. Dînd cuvîntului „INDICATORI" un sens larg, vom denumi astfel orice rezultat obținut printr-o cale sau alta de analiză care conduce la o indicație asupra unui aspect al evoluțiilor posibile sau probabile ale sistemului, din categoria evoluțiilor esențiale pentru o bună și sigură funcționare. Această evoluție este aceeași cu evoluțiile căutate de medicul care dorește să determine gravitatea cazului și posibilitățile de restabilire sau menținere a stărilor normale.

2.1. *Indicatorul „CONTINGENȚELOR"*

Prin „CONTINGENȚE" (*contingenties* în engleză) se înțeleg regimuri staționare posibile ce rezultă plecînd de la un regim care se cercetează. Noile regimuri staționare se obțin modificînd, în sens defavorabil funcționării, structura sau starea unor injecții de curenți în noduri (generatoare sau sarcini). Totul se reduce la un nou calcul de regimuri staționare în care datele de intrare sînt păstrate cele ale regimului inițial, cu excepția modificărilor de stare sau structură presupuse. Astfel se suprimă linii de interconexiune sau linii interne de mare capacitate, centrale, sau, simultan, linii și centrale în diverse alternative de combinații.

Este de notat că asemenea cercetări au fost făcute şi la noi în ţară, pe modele REI [6], [7], [8], cu rezultate satisfăcătoare.

Acest procedeu se justifică în totul dacă considerăm dificultatea cunoaşterii scenariilor ce pot urma unui defect oarecare care ar elimina o linie sau un generator, din cauzele arătate la par. 1, a, b şi c. Astfel, rezultatele se pot interpreta ca stări finale probabile ale unor evoluţii posibile.

Ansamblul „contingenţelor" corespunzătoare unei anumite stări iniţiale a sistemului poate fi considerat ca un important indicator al siguranţei sistemului pentru diverse posibilităţi de incidente în diverse locuri în geometria reţelei.

Este de menţionat că asemenea indicatori se determină azi şi pentru supravegherea reţelei în timp real. Citǎm astfel un model REI special, propus de curînd de centrul de calcul al lui „Electric Illuminating Company" [11], în acest scop, denumit „X-REI". Acest model are avantajul de a da informaţii în plus asupra evoluţiilor sistemului vecin sistemului cercetat, în momentul în care se modifică topologia interconexiunii între cele două sisteme. Modelul REI al sistemului vecin a fost determinat pentru o stare anterioară care a evoluat între timp. „X-REI"-ul permite unele concluzii în legătură cu modificări de topologie sau de regim ale sistemului vecin, care ar putea, în anumite cazuri, prezenta interes. Mai este de notat că programele puse la punct de Bonneville Power Administration (BPA) [12] permit de asemenea determinări de „contingenţe" în multiple variante de evoluţii ale sistemelor vaste interconectate, utilizînd modele REI, cu rezultate bune, modele în care autorii au corelat cu succes metodele de calcul ale sparsităţii în obţinerea modelelor cu noduri artificiale REI, utilizînd reţeaua auxiliară cu bilanţ energetic nul.

O bună completare a acestui important indicator o alcătuieşte cercetarea „PRIMEI OSCILAŢII" a sistemului, care apare în urma unui scurtcircuit trifazat plasat în locurile cele mai vulnerabile. Să-l examinăm.

2.2. *Indicatorul primei oscilaţii*

Considerăm scurtcircuitul trifazat direct ca evenimentul perturbator puternic şi acoperitor pentru alte defecte, cum ar fi scurtcircuitul monofazat, bifazat şi scurtcircuitele ce includ în circuitul format impedanţe cu variaţii neliniare în timpul fenomenului.

Alegerea locului în care trebuie simulat defectul în geometria reţelei o facem considerînd locurile în care se produc oscilaţii maxime pentru rotoarele generatoarelor cele mai puternice ale sistemului.

Aceasta revine la a considera barele centralelor principale. Indicatorul se poate obţine cu un calcul simplificat, considerînd o reactanţă convenţională (de exemplu tranzitorie) şi tensiune constantă în spatele acestei reactanţe în timpul scurt al primei oscilaţii.

Sarcina poate fi considerată impedanţă în timpul primei oscilaţii. În afară de cazul unui răspuns normal al protecţiei la acest incident, se pot considera alternative de funcţionări defectuoase, selecţionate din considerarea materialelor şi aparatelor cu care este echipat sistemul.

Aspectul acestei prime oscilaţii, examinată pentru toate barele importante în diverse evoluţii ale regimurilor, va putea da informaţii :

— asupra *regimurilor* în care dinamismul perturbator este mare şi asupra unei ierarhizări a stărilor după acest criteriu ;

— o primă indicaţie asupra *regiunilor* în care asemenea incidente conduc la stări perturbatoare puternice ;

— unele indicaţii asupra protecţiei şi a riscurilor la care conduc funcţionări eronate ale dispozitivelor de protecţie.

*

Dacă acest indicator conduce la o caracterizare a dinamismului reţelei pentru anumite stări tranzitorii în partea iniţială a fenomenului, el nu spune nimic în legătură cu natura evoluţiei în continuare a stării sistemului.

Unul dintre elementele esenţiale în această evoluţie, greu de determinat din motivele arătat la pct. 1, a, b şi c, este evoluţia „cuplurilor sincronizate" între rotoarele generatoarelor. Dacă această evoluţie este practic de neevaluat exact, ea poate fi oarecum caracterizată prin anumite valori iniţiale ce se pot calcula. Aceste valori pot constitui un al treilea indicator referitor la cuplurile sincronizante.

2.3. *Indicatorul cuplurilor sincronizante*

Să reluăm consideraţiile ce se fac în legătură cu stabilitatea statică. Criteriile practice $\left(\frac{dP}{d\delta} \text{ şi } \frac{dQ}{dU}\right)$, utilizate mult la începutul dezvoltării sistemelor energetice, sînt azi considerate din ce în ce mai rar şi înlocuite cu calcule mai complete şi riguroase. Asemenea calcule, extinse pentru întreaga suprafaţă a reţelelor vaste şi interconectate, devin dificile şi incerte, iar pe de altă parte pot fi mai greu folosite ca simpli indicatori. Reluarea criteriilor practice şi adaptarea lor la noua dezvoltare a sistemelor apare o soluţie indicată. O încercare în acest sens a fost făcută de autor în analiza nodală [3], în care aceşti indicatori pot fi determinaţi pentru un nod real sau pentru noduri fictive pe modele REI de diverse tipuri, cu indicaţii calitative exacte şi valori-limită apropiate, corespunzătoare instabilităţii. Valorile numerice ale acestor criterii practice şi mai ales evoluţia lor corespunzătoare schimbărilor de stare şi modificărilor de structură pot constitui indicatori utili.

2.4. *Indicatorii geometrici*

Afişajul (DISPLAY) apare azi ca unul dintre elementele esenţiale în funcţia interfeţei OM-MAŞINĂ. Rolul consolelor de vizualizare nu se rezumă azi numai la indicaţii pentru operatorii din exploatare, ci constituie un mijloc puternic pentru diagnostic, orientări în probleme de planificare şi cercetări în legătură cu siguranţa şi calitatea serviciului. De aceea, ca o aplicaţie a IMAGINILOR NODALE, s-a propus un aparat denumit Anagraf [15], care poate afişa stările staţionare sau dinamice, aşa cum rezultă din modelele REI pentru noduri reale sau fictive. Procedeul utilizării consolelor de „vizualizare" a căpătat o puternică dezvoltare în utimul timp [13], dovedindu-se că poate constitui în general elementul principal al activităţii interactive între operatori, cercetător sau planificator şi calculator. Oricare dintre indicatorii prezentaţi aici pot fi reprezentaţi geometric, într-un fel sau altul, mai sugestiv sau mai puţin sugestiv. O calitate a acestui afişaj trebuie să rămînă totuşi posibilităţile lui de mobilizare a intuiţiei cercetătorului de prezentare simplă a elementelor esenţiale şi mai ales a corelării dintre ele, pentru a putea sugera omului idei noi şi caracterizări cu un bogat conţinut informativ [15], [18].

3. METODELE STOCASTICE

Indicatorii arătaţi la cap. 2 se determină azi cu metode deterministe clasice, îmbogăţite cu posibilităţile de calcul şi adaptate evoluţiei instalaţiilor. *O poziţie centrală în ansamblul de metode pentru determinarea stărilor o ocupă determinarea regimului* (load-flow) staţionar.

Toţi „indicatorii" stabilesc posibilităţile de evoluţie normală sau accidentală a unei stări staţionare iniţiale, stare care prin aceste posibilităţi se caracterizează. Astfel, stările reţelei pot fi numite : normale sigure, normale, de pre-alarmă, critice, de alarmă, de avarie etc. Caracterizarea regimurilor cu asemenea termeni se face în general considerînd posibilităţile de evoluţie şi comportare şi probabilitatea stărilor astfel caracterizate. Este important de observat că metodele deterministe de calcul al primei stări de la care se pleacă nu pot stabili decît o stare posibilă, apropiată în general de cea probabilă, dar nicidecum starea reală. Cauzele sînt următoarele :

a) Datele de intrare (puterile active şi reactive pe noduri, tensiunea de referinţă etc.) nu sînt cunoscute exact. Pot fi considerate valori aproximate cu abateri importante, susceptibile de erori.

b) Considerarea unui nod de echilibru conduce la o a doua serie de erori, deoarece alegerea unui nod sau a altuia decide asupra repartiţiei puterilor după criterii care nu corespund felului cum evoluează real sistemele electrice. În plus, pierderile de circulaţie, la rîndul lor, vor fi diferite, după nodul de echilibru ales şi tensiunea considerată pentru acest nod.

3.1. *Stări staţionare determinate pe cale stocastică*

În ultimii ani au apărut propuneri interesante pentru determinarea regimului staţionar pe căi probabilistice. Ne vom referi în special la seria de cercetări făcute de AEP (American Electric Power Service Corp., S.U.A.), pornite de la necesitatea de a determina în timp real starea reţelei pe baza unor măsurători a circulaţiei puterilor. Erorile care se constatau pentru datele de intrare din aceste măsurători au condus la necesitatea determinării unor valori probabile [17]. Studii recente au permis cîştigarea unei experienţe încurajatoare în introducerea procedeelor stocastice, cu păstrarea căilor ce şi-au dovedit eficacitatea în determinarea regimurilor pe căi deterministe (sparsitatea, formularea „ordonată", aproximarea decuplării etc.). Semnalăm cîteva elemente importante, care apar ca esenţiale şi care şi-au dovedit eficacitatea în cercetările menţionate [16]. Ele au un caracter mai general şi pot fi considerate şi ca noi concepte în stabilirea modelelor de diverse tipuri pentru reprezentarea sistemelor energetice :

a) Considerarea în stabilirea modelului a erorilor probabile ale datelor de intrare.

b) Considerarea în stabilirea modelului a „constrîngerilor" impuse datelor de intrare de puterile totale consumate şi generate în cuprinsul unei zone. (Erorile pe o zonă, raportate la aceste puteri totale, sînt evident mai mici ca valori relative faţă de cele raportate la fiecare dată de intrare individuală.)

c) Considerarea în model a „constrîngerilor" impuse de puterile totale ale sarcinilor şi generatoarelor (deci şi a pierderilor), puteri care pot fi considerate ca şi mai bine cuno scute decît cele de la punctul b). Utilizarea acestui concept final în model are avantajul de a fi independent de alegerea nodului de referinţă pentru tensiuni şi de a verifica în acelaşi timp puterea totală generată de sistem. Acest al treilea model este recomandat de AEP pentru determinarea regimului pe cale stocastică.

*

Căile şi procedeele stabilite de AEP, de esenţă stocastică, pot aduce contribuţii importante şi în evaluarea metodelor cunoscute, în special în ceea ce priveşte stabilirea modelelor. Intr-adevăr, considerînd exactitatea dorită a rezultatelor şi abaterile introduse de datele de intrare, modelul poate fi simplificat. Vom lua ca exemplu modelul REI.

3.2. *Model REI stocastic?*

În tehnica REI, un număr oarecare de noduri cu „naturi" similare [9], [10] sînt înlocuite cu un singur nod REI artificial, care

aproximează efectele nodurilor înlocuite în rețeaua redusă. În unele categorii de modele în care sînt grupate diverse noduri, conducînd la un model cu multe noduri artificiale, modelul final conține un număr mare de ramuri (umplerea matricei [Y] în procesul de reducere a nodurilor). Simplificările ce se fac curent pentru reducerea ramurilor fără a altera cu mult exactitatea modelului rezultat sînt :

1. *Tăierea ramurilor* cu impedanță mare, rezultate în diversele trepte de reducere a rețelei (de exemplu cele care ar avea peste 1000 Ω — vezi [14]).

2. *Tăierea nodurilor* în atîtea părți cîte ramuri sînt conectate la nodul care se taie. Astfel, ramurile rămîn în antenă legate la nodurile vecine. În aceste noduri se poate introduce o simplă injecție de curent, corespunzătoare ramurii-antenă care dispare.

Cele două operații pot fi făcute considerînd un regim de referință, în timpul procesului de reducere, criteriul de tăiere fiind valoarea injecțiilor de curent ce rezultă în nodurile care rămîn. Aceste valori trebuie să nu depășească o valoare, după exactitatea dorită. Laturile eliminate vor fi deci înlocuite cu injecții de puteri în nodurile care rămîn în schemă pentru a nu se altera bilanțul puterilor în modelul redus față de rețeaua reală.

Avînd în vedere modelele considerate în cercetările AEP menționate la par. 3.1 (vezi a, b, c), se poate încerca :

— Utilizarea modelului *a*, care consideră erorile datelor de intrare pentru a decide tăierile ce pot fi efectuate pentru simplificarea rețelei.

— Considerarea modelului *b* pentru a fixa, atunci cînd este cazul, ramurile care sînt necesare a fi păstrate cu adevărata lor identitate în analiza dorită. Se observă că nodurile de frontieră ale zonelor de multe ori sînt și frontierele unei părți a modelului redus, în care o zonă poate fi reprezentată printr-un număr mic de noduri fictive REI (de exemplu 2 sau 3, între care unul integrînd toată sarcina — vezi cap.12 din [6]).

— În fine, considerarea modelului *c* (recomandat de AEP) pentru calcule de regimuri pe modele REI, nodurile fictive înlocuind nodurile reale care au fost eliminate.

*

O asemenea cale ar putea conduce în primul rînd la reduceri mai mari ale ramurilor decît cele ce se obțin prin simplă tăiere după criteriul valorii puterilor injectate sau de circulație. Criteriul simplu al valorilor-limită ar putea fi completat cu criteriul erorilor probabile la care ar conduce suprimări de ramuri sau noduri (cu respectarea bilanțului puterilor), asupra stării rețelei păstrate cu adevărata ei identitate în modelul redus, rețea pentru care se face analiza. În al doilea rînd, pentru sistemele foarte mari, reprezentate de modele REI reduse, se poate încerca o adaptare a procedeelor AEP, pentru convertirea metodelor deterministe de calcul al regimurilor în metode stocastice aplicate modelului redus. În plus, se poate încerca determinarea unor modele probabile REI pentru rețele neobservabile și cunoscute insuficient ca structură, asupra cărora se cunosc numai date statistice în legătură cu circulații de puteri către nodurile lor de frontieră și starea acestor noduri.

Considerațiile de mai sus au fost făcute numai pentru a exemplifica numeroase noi aplicații posibile ale căilor stocastice, azi încă în stare incipientă de utilizare în sistemele vaste moderne. Este evident că, în căutarea de indicatori pentru stări *probabile*, căile stocastice ajung la preț. Această considerație le asigură în viitor bogate aplicații atît în ceea ce privește indicatorii stărilor cît și corelarea dintre ei în cercetarea posibilităților de evoluție a sistemelor energetice moderne.

4. CORELAREA INDICATORILOR

La fel ca în căile medicinei, amintite la cap. 2, beneficiul maxim în utilizarea indicatorilor se obține din corelarea lor. În operația de corelare trebuie introduse și unele informații importante asupra sistemului cercetat, cum ar fi :

— rezerva turnantă ;

— valoarea curenților de scurtcircuit în diverse noduri și în nodul REI fictiv al sarcinii unice ;

— unghiul dintre curentul de scurtcircuit în gol și în sarcină în nodul fictiv al sarcinii unice ;

— puterea nominală a celei mai mari centrale în funcțiune în regimul cercetat ;

— puterea în funcțiune a acestei centrale etc.

*

Corelarea mărimilor de mai sus cu indicatorii de la cap. 2 apare evidentă, cu excepția indicațiilor ce pot fi obținute din valorile și unghiurile curenților de scurtcircuit care au fost introduse de analiza nodală [3] — [6]. Într-adevăr acești curenți sînt general utilizați în tehnica mondială în probleme de dimensionare a rețelei, și numai atît. Într-o serie de aplicații ale modelelor REI, dezvoltate în țară [7], [8], [15], [18], „imaginea nodală" stabilită pe baza acestor curenți își găsește o largă utilizare în caracterizarea stărilor și „vizualizarea" lor.

Astfel unghiurile de 90°, respectiv 45°, caracteristice în metodele elementare de determinare a stabilității statice, apar și între curenți de scurtcircuit în gol și în sarcină [7], [8] și [3] — [6]. Ei pot, astfel, da o indicație asupra criteriilor practice de stabilitate. Modelele REI, construite pe baza „rețelei cu bilanț energetic nul", păstrează mai departe aceste proprietăți [8], [19].

CONCLUZII

Din cele prezentate se pot trage următoarele concluzii generale :

a) *Căile viitorului* în planificarea, conducerea și supravegherea sistemelor electroenergetice, ce tind către dimensiuni continentale, par a fi „indicatorii", așa cum au fost definiți la cap. 2.

b) *Acești „indicatori" dau indicații asupra unei anumite proprietăți* a sistemului, care are o influență directă în numeroasele cazuri și evenimente posibile de o aceeași natură. Calculul direct al acestor cazuri nu mai este posibil, din cauza vastității sistemului și multiplelor locuri și naturi ale incidentelor. S-ar ajunge astfel practic la o infinitate de cazuri particulare care ar trebui determinate. În plus, organizarea informaticii respective aduce o dificultate importantă calculului direct.

c) *Determinarea probabilității* de apariție a unor anumite evenimente, stări și evoluții devine o operație indispensabilă. Metodele stocastice, insuficient considerate azi, trebuie să mobilizeze atenția cercetătorului.

d) *Metodele deterministe clasice*, cu noi dezvoltări, vor putea supraviețui în lămurirea fenomenelor fizice. Ele însă nu mai pot fi considerate direct în caracterizarea proprietăților structurilor sau a regimurilor sistemelor vaste interconectate.

e) *Un loc important* în tehnica cercetărilor în perspectivă pare a-l ocupa „MODELELE" acestor vaste sisteme. Propunerea autorului în această direcție (modelele REI) și-a găsit numeroase aplicații și verificări [7], [8], [9], [10], [11], [12], [14]. Cercetările recente întreprinse de BPA [12], [14], cu utilizarea modelelor REI, au calitatea de a stabili posibilitățile introducerii metodelor „sparsității" în exploatarea acestor modele. Aportul centrului de calcul federal BPA (W. Tinney), de o deosebită valoare în utilizarea „sparsității", a fost deja încetățenit [14] în metodele de calcul al sistemelor dezvoltate (2000 noduri), cu introducerea nodurilor artificiale REI determinate pe baza „rețelei cu bilanț energetic nul". De această problemă specială, a „muncii" calculatorului în determinarea variantelor modelului REI, necesare într-o problemă sau alta, autorul se va ocupa în continuare.

Bibliografie

[1] *** General Electric. *Long term power system dynamics.* Final Report EPRI Research project. 90, 7, 1974. Vol 1. A, S.U.A.

[2] Kirchmayer, L. K., Ewart, D. N. și Schulz, R. P. *Long term power system dynamics — a new planing consideration.* CIGRE — rap. 32—13, Paris, 1976.

[3] Dimo, P. *ANALIZA NODALĂ a sistemelor electroenergetice.* Editura Acad. R.S.R., 1968.

[4] Dimo, P. *L'Analyse nodale des réseaux d'énergie.* Ed. Eyrolles, Paris, 1971 (Ca la [3], cu completări în legătură cu echivalențiii de sistem).

[5] Dimo, P. *Uslovoi analiz elektriceskie sistem.* MIR, Moscova, 1973. (Ca la [4], cu completări în legătură cu rețelele dezvoltate).

[6] Dimo, P. *Nodal Analysis of Power Systems.* Abacus Press. Tunbridge Wells — Kent, 1975. (Ca la [5], cu completări în legătură cu probleme de interconexiune pe modele REI).

[7] Dimo, P., Groza, L., Ionescu, S., Ungureanu, B. și Petcu, I. *L'EQUIVALENT REI. Modèle général pour l'analyse du fonctionnement des réseaux d'énergie.* CIGRE, rap. 32—16, Paris, 1974.

[8] Dimo, P., Pomârleanu, M., Bejuscu, L., Radu, I. și Sîrbu, M. *Research concerning generalized use of reduced REI models in the power system analysis.* În : Rev. Roum. Sci. Techn. — Série Electrotechn. et Energ., 21, nr. 3, 1976, p. 321. 328.

[9] Dimo, P., *Correspondence de nature entre les modèles REI et le système physique.* În : Rev. Roum. Sci. Techn. — Série Electrotechn. et Energ., 19, nr. 4, 1972, p. 603—609.

[10] Dimo, P. *Le réseau à „bilan énergétique nul" dans la formation des équivalents REI.* În : Rev. Roum. Sci. Techn. — Série Électrotechn. et Energ., 19, nr. 2, 1974, p. 221—227.

[11] Dy Liacco, R. E., Săvulescu, S. C. și Ramarao, K. A., *An on-line topological equivalent of a power system.* Summer Meeting IEEE, Mexico, 1977.

[12] Tinney, W. E. și Powell, W. L. *The REI approach to power network equivalents.* Conferința PICA, 1977, Toronto, Canada.

[13] *** *Proceedings of the International Symposium — „Computerized Operation of Power System"* (COPOS). Ed. Elsevier Scientific Publishing Co. Amsterdam — Oxford — New York, 1976.

[14] *** *Power Flow 2000 — User Information Manual.* Control DATA Corporation, 1976.

[15] Dimo, P. *L'Anagraphe.* În : Rev. Roum. Sci. Techn. Série Electrotechn. et Energ., 17, nr. 4, 1972, p. 603—622.

[16] Dopazo, J., Klitin, O. și Sasson, M. *Stochastic load flow.* În : IEEE Trans. PAS, apr. 1975.

[17] Dopazo, J., Klitin, O., Sasson, M. și Van Slyck, L. *Real time load flow for the AEP System.* Fourth PSCC Proceedings, Grenoble, 1972.

[18] Dimo, P., Cristea, H. și Făinaru, B. *Visualization of the system states on display equipment. Romanian experiments. Computer methods of power systems analysis and control.* Seminar România and United States of America. București, 1974.

[19] Dimo, P., Pomârleanu M., Bejuscu L., Radu, I. și Sîrbu, M. *Utilizarea echivalențiilor REI la studiul sistemelor vaste interconectate.* În : Energetica, nr. 4, 1976.

(Articol intrat în redacție la 26 aprilie 1977)

Consumul de energie pentru energie; randamentul extern al unei centrale sau al unui program

Ing. **N. Vasilescu** *)

Construcţia şi exploatarea obiectivelor industriale şi, în mod implicit, a obiectivelor energetice, se face cu consum de energie, care creşte cu gradul de dificultate al obţinerii resurselor primare şi cu gradul de elaborare a tehnologiilor aplicate. Astfel, spre exemplu, pentru o tehnologie dată, în cazul unor rezerve sărace sau la adîncime mare, este posibil ca energia consumată pentru extracţia combustibilului să reprezinte o cotă însemnată din valoarea lui energetică.

Analog, transportul combustibilului inferior la distanţe mari conduce la consumarea unei părţi importante din volumul său pentru antrenarea mijloacelor de transport.

În cazul obiectivelor nucleare, în special al centralelor cu reactoare cu uraniu îmbogăţit şi apă uşoară (PWR, VVER, BWR, RBMK), problema consumului de energie pentru construcţia şi asigurarea de materiale speciale, cum ar fi prima încărcătură de combustibil sau combustibilul necesar pentru exploatare, capătă aspecte deosebit de importante [1], [2], [4], [5].

Ţinînd seama de aceasta, în cele ce urmează se fac consideraţii privind „consumul de energie pentru energie", respectiv consumul pentru construcţia şi exploatarea centralelor electrice privite izolat, şi „consumul de energie pentru energie" în cazul unor programe de centrale şi se dau exemple de calcul pentru cazul unor centrale şi al unor programe de centrale nucleare şi termoelectrice.

De asemenea, se propune introducerea noţiunii noi de „randament extern" al unei centrale sau al unui program de centrale, ca indicator de calitate, mijloc de corectare a prognozelor şi criteriu de comparaţie a centralelor şi a programelor de construcţie de centrale electrice.

1. Consumul de energie pentru construcţia unei centrale şi pentru un program de centrale

Pentru construcţia unei centrale sînt necesare materiale de construcţie şi echipamente pentru a căror fabricaţie s-a consumat energie şi, în plus, se consumă energie pentru lucrările de construcţii-montaj şi punere în funcţiune.

Ca o consecinţă, consumul de energie pentru construcţia unei centrale electrice începe mult înainte ca aceasta să producă energie, şi anume în momentul în care este demarată prima activitate necesară pentru centrala considerată, cum ar fi, spre exemplu, extracţia minereului din care se va elabora oţelul necesar construcţiei echipamentelor, deschiderea unei mine noi etc.

Consumul de energie pentru construcţia unei centrale, E_c, se întinde aşadar pe o perioadă lungă de timp, fiind mic la început şi ajungînd la valori importante în perioada de construcţii-montaj propriu-zisă. Ţinînd seama de aceasta şi de necesitatea simplificării calculelor, în literatura de specialitate se consideră adesea că energia consumată este uniform repartizată pe durata construcţiei centralei.

Semnificaţia consumului de energie pentru energie capătă o importanţă deosebită în cazul unui program de construcţie de centrale, deoarece, socotind spre exemplu durata de instalare a unei unităţi egală cu cinci ani, în cazul unei creşteri liniare a puterii, cu instalarea unei unităţi pe an, pentru fiecare unitate pusă în funcţiune vor fi 5 unităţi în construcţie.

Astfel, în cazul unui program de centrale electrice cu unităţi de acelaşi tip şi aceeaşi putere unitară P_u, puterea la un moment dat T este determinată de numărul de unităţi N_T şi are valoarea :

$$P_T = N_T P_u \tag{1}$$

Dacă puterea creşte exponenţial în timp şi se notează cu N_0 numărul de unităţi la momentul de referinţă $T = 0$ şi cu a factorul de creştere, numărul de unităţi în funcţiune la momentul T va fi :

$$N_T = N_0 \, e^{aT} \tag{2}$$

Timpul de dublare a puterii va fi :

$$T_D = \frac{\ln 2}{a} \tag{3}$$

Dacă se notează durata de construcţie a unei centrale cu C şi durata de viaţă cu L, numărul de centrale în construcţie la un moment dat T va fi :

$$N_{CT} = \int_T^{T+C} \frac{\partial N}{\partial t} \, dt + \int_{T-L}^{T-L+C} \frac{\partial N}{\partial t} \, dt \tag{4}$$

Se menţionează că prima integrală reprezintă centralele noi necesare, considerînd că toate centralele construite sînt în funcţiune, iar a doua reprezintă centralele noi necesare pentru a înlocui pe cele dezafectate, ajunse la limita de vîrstă L, respectiv pe cele construite în perioada $T - L$; $T - L + C$. Cea de-a doua integrală are sens pentru $T \geqslant L$.

*) Ing. Nelu Vasilescu este director adjunct tehnic al Institutului de reactori nucleari energetici.

Prin integrare și regrupare se obține :

$$N_{CT} = N_0 \, e^{aT} \, (e^{aC} - 1) \, (1 + e^{-aL}). \quad (5).$$

Dacă se consideră că energia necesară pentru instalarea de putere se împarte egal pe ani pe durata construcției unei unități și că este egală cu E_u, producția netă de energie a sistemului de centrale la momentul T, definită ca diferența între energia livrată din centralele în funcțiune și energia consumată pentru realizarea centralelor în construcție, va fi :

$$E_{net_T} = N_T \, P_u \, f_T - N_{CT} \, E_u =$$

$$= N_T[P_u f_T - E_u \, (e^{aC} - 1) \, (1 + e^{-aL})] \quad (6)$$

în care f_T este coeficientul de utilizare corectat pentru a ține seama de consumul propriu tehnologic al centralelor.

Momentul T, începînd din care energia produsă în centralele instalate conform programului depășește energia consumată pentru realizarea lor, este definit de relația :

$$E_T - E_{CT} - E_{C(T-C,T)} \geqslant 0, \quad (7)$$

în care

E_T este energia cumulată livrată în primii T ani ;

E_{CT} — energia consumată pentru construcția centralelor puse în funcțiune în primii T ani ;

$E_{C(T-C,T)}$ — energia consumată pentru centralele începute în perioada T, dar nepuse în funcțiune.

Neconsiderînd cel de-al doilea termen din relația (4) pentru începutul programului și luînd $N_0 = 1$, se calculează :

$$E_T = \frac{1}{a} P_u f_T \, (e^{aT} - 1) \quad (8)$$

$$E_{CT} = C E_u \, e^{aT} \quad (9)$$

$$E_{C(T-C,T)} = E_u \, e^{aT} \left[\frac{1}{a} (e^{aC} - 1) - C \right] \quad (10)$$

Condiția (7) duce la :

$$T \geqslant \frac{1}{a} \left\{ \ln P_u f_T - \ln [P_u f_T - E_u (e^{aC} - 1)] \right\} \quad (11)$$

Pentru cazul creșterii liniare a puterii instalate, raționînd ca mai sus, se obține succesiv :

$$N_T = aT \quad (12)$$

Cu neglijarea influenței duratei de viață, justificată pentru perioada de început, numărul centralelor în construcție la un moment dat este :

$$N_{CT} = \int_T^{T+C} \frac{\partial N}{\partial t} \, dt = \int_T^{T+C} a \, dt = aC \quad (13)$$

$$E_{net} = N_T \, P_u \, f_T - N_{CT} \, E_u \quad (14)$$

Formula (7) rămîne valabilă, iar formulele (8), (9) și (10) devin :

$$E_T = \frac{1}{2} a \, P_u \, f_T \, T^2 \quad (15)$$

$$E_{CT} = aCE_u T \quad (16)$$

$$E_{C(T-C,T)} = \frac{1}{2} aC^2 \, E_u \quad (17)$$

De aici rezultă :

$$T \geqslant \frac{C}{P_u \, f_T} [E_u + \sqrt{E_u^2 + P_u \, f_T \, E_u}] \quad (18)$$

2. Consumuri de energie pentru construcția de centrale nuclearoelectrice cu reactoare LWR, cu uraniu îmbogățit și apă ușoară

În tabelul 1 se dau consumurile de energie, în kWh_t pe kW instalat, pentru construirea unei centrale nuclearoelectrice de tipul cu uraniu îmbogățit și apă ușoară sub presiune, cu o unitate de circa 1000 MW, iar în tabelul 2 consumurile de energie pentru ciclul combustibilului, în kWh_t pe kW instalat, pentru prima încărcătură de combustibil [4].

Tabelul 1

Consumul de energie primară în kWh_t, pentru 1 kW instalat într-o centrală cu reactoare PWR, cu blocuri de circa 1000 MW_e :

Vasul reactorului și generatoarele de abur cu auxiliarele lor	1315
Grupul turbogenerator și instalațiile electrice	428
Construcții	864
	2607 kWh_t
din care :	
Sub forma de energie electrică	326 kWh_e

Tabelul 2

Consumul de energie primară în kWh_t, în ciclul combustibilului pentru 1 kW instalat într-o centrală cu reactoare PWR, cu blocuri de 1000 MW_e :

— Extracție, concentrare	119
— Preparare UF_6	14
— Îmbogățire (3% în instalații de difuzie, cu 0,3% reziduuri)	2144
— Fabricare elemente combustibile	31
	2308
— Retratare	58
	2366 kWh_t

(aproape exclusiv sub forma de energie electrică)

Din analiza acestor tabele rezultă că pentru 1 kW_e instalat se consumă rotund 5000 kWh_t, ceea ce, la un randament al ciclului termic de 0,4, un număr de ore de utilizare de 6000 h/an și un consum de 3,5 % din energie pentru combustibilul necesar producției, echivalează cu energia electrică produsă timp de aproximativ 5 luni (echivalentul termic a fost considerat pentru cazul unei centrale termoelectrice pe hidrocarburi).

În cazul unui program de centrale nucleare-electrice cu reactoare LWR, care se dezvoltă exponențial, și al unui set de valori uzuale [3]:

$a = 0{,}14$; $P_u = 1000$ MW; $C = 5$ ani; $E_u = 300$ MW_e an; $f_T = 0{,}6$, relația (11) conduce la valoarea $T \geqslant 5{,}07$ ani, care corespunde cu cifrele citate în literatura de specialitate.

În cazul unui program cu creștere liniară a puterii, pentru aceleași valori uzuale de mai sus, relația (18) dă $T \geqslant 6{,}83$ ani, mai mare decît în cazul creșterii exponențiale, ceea ce se explică prin creșterea mai rapidă la începutul perioadei.

Ținînd seama de constatările de mai sus, se poate considera că problema determinării capacităților necesare pentru producerea unei anumite cantități de energie trebuie tratată cu atenție, ținînd seama de influența programului însuși asupra consumului de energie.

3. Randamentul intern și randamentul extern al unei centrale și al unui program

Noțiunea de randament brut sau net al unei centrale electrice este bine cunoscută, ca indicator de calitate al procesului, atît în ceea ce privește concepția și realizarea lui, cît și mersul exploatării.

Dacă se urmărește ansamblul sistemului energetic, în afară de randamentul net al unei centrale sau al tuturor centralelor electrice din sistem, trebuie luat în considerație randamentul instalațiilor de transport și distribuție a energiei electrice.

În sfîrșit, se poate lua în considerație raportul între energia efectiv utilă consumatorilor, alții decît cei care folosesc energia în scopul construcției și exploatării centralelor electrice, și energia totală asigurată consumatorilor de o centrală sau de un program de centrale, într-o perioadă de timp dată. Se propune ca acest raport să fie denumit randament extern al unei centrale sau al unui program, spre deosebire de randamentul net sau intern al uneia sau mai multor centrale.

Ținînd seama de cele de mai sus, se poate prezenta următorul tablou al producției, transport-distribuției și consumului de energie, pentru un ansamblu energetic, într-o perioadă de timp determinată:

— Se consumă cantitatea de energie primară E și se livrează la bornele surselor producătoare cantitatea de energie E_L, diferența:

$$E_p = E - E_L \tag{19}$$

reprezentînd pierderile în procesul de transformare. Cu aceste notații se poate scrie expresia randamentului intern:

$$\eta_{ti} = \frac{E_L}{E} = \frac{E - E_p}{E} = 1 - \frac{E_p}{E} \tag{20}$$

— Se transmite sistemului energetic cantitatea de energie E_L, din care ajunge la consumatori cantitatea E_D, diferența:

$$E_t = E_L - E_D \tag{21}$$

reprezentînd pierderile pentru transport și distribuție. Cu acestea, randamentul instalațiilor de transport-distribuție se scrie:

$$\eta_{lt} = \frac{E_D}{E_L} = \frac{E_L - E_t}{E_L} = 1 - \frac{E_t}{E_L} \tag{22}$$

— Din energia E_D, o parte E_r se consumă pentru realizarea instalațiilor energetice — consumul de energie pentru energie — iar restul, partea mai mare, este folosit de alți consumatori. Consumul de energie pentru energie va fi:

$$E_r = E_D - E_C, \tag{23}$$

iar expresia

$$\eta_{le} = \frac{E_C}{E_D} = \frac{E_D - E_r}{E_D} = 1 - \frac{E_r}{E_D} \tag{24}$$

se definește ca randament extern al unei centrale sau al unui program, în perioada de timp considerată. Cu acestea se poate defini un randament:

$$\eta_{gl} = \eta_{li}\ \eta_{lt}\ \eta_{le} \tag{25}$$

sau

$$\eta_{gl} = \frac{E_L}{E} \cdot \frac{E_D}{E_L} \cdot \frac{E_C}{E_D} = \frac{E_C}{E} \tag{26}$$

sau

$$\eta_{gl} = \frac{E - E_p - E_t - E_r}{E} = 1 - \frac{E_p + E_t + E_r}{E}, \tag{27}$$

care reprezintă un randament energetic global, al uneia sau mai multor centrale într-o perioadă de timp dată, și ține seama de toate

consumurile și pierderile de energie care intervin în procesele ce au ca scop asigurarea energiei E_c, disponibilă pentru economie.

Din oricare din relațiile (25), (26) și (27) rezultă că pentru a mări randamentul global energetic trebuie reduse pierderile sau consumurile tehnologice, respectiv ameliorate cele trei randamente :

— η_i sau randamentul transformărilor interne din centrale,

— η_t sau randamentul transportului și al distribuției de energie,

— η_e sau randamentul extern, respectiv randamentul care arată calitatea proceselor ce au loc în exteriorul surselor de energie, cu scopul de a asigura construcția și exploatarea lor.

Expresia (22), ținînd seama și de expresia (21), se mai poate scrie :

$$\eta_{it} = \frac{E_D}{E_L} = \frac{E_C + E_r}{E_L}. \qquad (28)$$

Din aceasta se scoate :

$$E_L = \frac{E_C}{\eta_{it}} + \frac{E_r}{\eta_{it}} = E_{net} + E_R, \qquad (29)$$

în care

E_{net} este energia netă disponibilă la barele centralelor pentru transport și distribuție la consumatori, alții decît cei afectați ramurii energetice ;

E_R — energia netă disponibilă la barele centralelor, necesară drept consum de energie pentru energie (instalare de putere, asigurare de combustibil etc).

Reluînd expresia (24), se poate scrie succesiv :

$$\eta_{ie} = \frac{E_C}{E_D} = \frac{\eta_{it}E_L - E_r}{\eta_{it}\,E_L} = \frac{E_L - \dfrac{E_r}{\eta_{it}}}{E_L} =$$

$$= \frac{E_L - E_R}{E_L} = \frac{E_{net}}{E_L}. \qquad (30)$$

Se menționează că expresiile (28), (29) și (30) implică aproximația că η_t este același atît pentru transportul energiei E_{net} cît și pentru E_r, ceea ce nu este totdeauna adevărat, în special în cazul consumatorilor mari de energie, cum este cazul instalațiilor de îmbogățire, amplasate de regulă în apropierea surselor de energie, sau al centralelor la gura minei.

Ceea ce nu reflectă expresia randamentului intern în formulele curent folosite și nici a randamentului extern așa cum a fost definit mai sus, este influența factorului timp. Neglijarea factorului timp în cazul randamentului intern este justificată, deși influența lui asupra randamentului reprezintă o realitate ; neglijarea aceleiași realități în cazul randamentului extern duce, prin natura lucrurilor, la neconcordanțe.

Într-adevăr, expresia randamentelor din formulele (20), (22), (24) și (30) poate presupune că fenomenele se produc instantaneu, respectiv că, între momentul consumului de energie primară și al producției de energie electrică nu există un decalaj de timp. Aceasta permite, în consecință, ca prin definiție randamentul să reprezinte o mărime pozitivă (altfel procesul nu ar avea sens), cuprinsă între 0 și 1.

În practica exploatării centralelor se știe că pornirea unei centrale nu se poate face fără aport de energie din afara ciclului energetic (indiferent dacă se aduce din afara centralei sau de la surse interne). Ținînd seama că durata pornirii este, de regulă, neînsemnată comparativ cu durata de funcționare, importanța factorului timp se neglijează în calculul randamentelor. Importanța timpului crește în cazul în care au loc opriri-reporniri repetate și atunci ea trebuie luată în considerație.

Același fenomen se petrece și în cazul randamentului extern, dar aici importanța factorului timp este mare, durata de realizare a unei centrale fiind de același ordin de mărime cu durata ei de viață.

Mai mult, o centrală este componenta unui program, ceea ce face ca, pentru fiecare centrală pusă în funcțiune, să fie mai multe centrale în curs de construcție, respectiv ca aportul necesar de energie din afară sau consumul de energie pentru energie să fie important.

Dacă se preiau formulele pentru puterea instalată la momentul T (1), numărul de unități identice la momentul T (2), numărul de unități în construcție la același moment (4), energia disponibilă pentru economie sau energia netă (6), și se ține seama că energia livrată în unitatea de timp, din centrale, la momentul T este :

$$E_L = N_T\, P_u\, f_T, \qquad (31)$$

expresia randamentului extern devine :

$$\eta_{ie} = 1 - \frac{E_u\,(e^{aC} - 1)\,(1 + e^{-aL})}{P_u\, f_T} \qquad (32)$$

Notațiile folosite sînt :

a — factor de creștere
P_u — puterea unitară a unui grup
f_T — coeficient de utilizare
N_0 — numărul de unități la momentul $T = 0$
C — durata de construcție a unei unități
L — durata de viață
E_u — energia necesară în unitatea de timp pentru construcția unei unități (E_R/C).

Din analiza acestei expresii, se constată că, într-un program amorsat (N_0 unități instalate la momentul $T = 0$), cu creștere exponențială a puterii, randamentul extern al ansamblului centralelor la un moment dat nu depinde de timpul T și crește pe măsură ce :

— consumul specific de energie pentru realizarea centralelor E_u/P_u scade ;

— coeficientul de utilizare a puterii instalate f_T crește ;

— durata de realizare C scade ;

— durata de viață L crește ;

— factorul a scade.

Se mai constată că pentru a avea $\eta_e > 0$ este necesar ca :

$$\frac{E_u}{P_u f_T} < \frac{1}{(e^{aC} - 1)(1 + e^{-aL})} \qquad (33)$$

Folosind valorile luate în considerație la punctul 2 pentru un program de centrale nucleare cu dezvoltare exponențială ($a = 0{,}14$; $P_u = 1000$ MW ; $C = 5$ ani ; $E_u = 300$ $MW_e \cdot$ an ; $f_T = 0{,}6$), se obține :

$$\eta_e = 0{,}48$$

$$E_{C(-C,0)} = 1550 \text{ } MW_e \cdot \text{an/unitate din } N_0.$$

Concluzii

Din cele arătate rezultă importanța considerării consumului de energie pentru energie atît ca valoare absolută, cît și ca instrument în evaluarea programelor energetice.

Neglijarea acestui aspect pînă acum în economiile energetice bazate pe combustibili superiori poate fi considerată justificată, dar trecerea la o dezvoltare energetică bazată pe combustibili inferiori și, mai ales, la energetica nucleară, face ca luarea în considerare a consumului de energie pentru energie să reprezinte o necesitate.

Exemplele date, care arată că trebuie perioade de cîțiva ani pînă cînd un program nuclear implementat „să producă" energie disponibilă pentru celelalte ramuri ale economiei, sau că pînă la aproximativ 50 % din energia produsă într-un program de centrale nuclearoelectrice cu reactoare LWR este consumată pentru autoîntreținerea lui, sînt concludente în acest sens, chiar dacă în calculele făcute au fost admise unele aproximații atît în stabilirea metodologiilor cît și în alegerea datelor de calcul.

Apariția unei probleme noi conduce, prin natura ei, la necesitatea unor mijloace de investigație adecvate. În acest scop se propune introducerea noțiunii de randament extern, pentru o centrală sau un program de centrale, pe o perioadă de timp dată, în formularea indicată la pct. 3 al acestei lucrări. Noua noțiune reprezintă, de fapt, o extindere a noțiunii clasice de randament, pentru ca să se cuprindă ansamblul consumurilor în scopuri energetice, pe o centrală sau pe un program, la un moment dat, sau pe o perioadă de timp convenabil aleasă. Prin caracterul său, randamentul extern prezintă importanță ca :

— indicator de calitate pentru compararea centralelor sau programelor de centrale din punctul de vedere al eficienței energetice ;

— mijloc de corectare a prognozelor elaborate pe bază de indicatori statistici, în momentele caracteristice ale dezvoltării energetice. Spre exemplu, indicatorii statistici bazați pe un program de centrale electrice pe combustibil gazos sau lichid nu permit o prognoză corectă a consumului de energie pentru o etapă caracterizată prin construcția de centrale pe lignit inferior sau centrale nuclearoelectrice. Corecția necesară se poate face pe două căi :

— calculul energiei și al puterii necesar a fi instalată suplimentar pentru a face față unui nou program pînă în momentul în care acesta începe să „furnizeze energie" (mai multă decît consumă) ;

● calculul evoluției puterii necesar a fi instalate în cadrul unui nou program, pe baza datelor statistice ale programului anterior, cu randament extern diferit ;

● mijloc de identificare a influenței pe care o exercită diferiți factori caracteristici ai programelor (ritmuri de dezvoltare, forma curbelor de creștere, durata construcției etc.) asupra economiei de energie ; cunoașterea modului de acționare a acestor factori poate deschide căi noi pentru optimizarea programelor de dezvoltare energetică.

Aspectele practice ale folosirii acestui nou instrument vor putea, desigur, să fie perfecționate, pentru a cuprinde întregul complex de probleme și, pe de altă parte, vor putea determina moduri noi de gîndire și influențare a caracteristicilor energetice ale programelor de dezvoltare a construcției de centrale electrice și industrii conexe.

Ținînd seama de noutatea problemei, autorul consideră că orice critici și sugestii menite să ducă la ameliorarea formulelor de prezentare și la delimitarea mai clară a domeniilor de aplicare sînt bine venite și mulțumește anticipat celor ce vor contribui la promovarea noțiunii noi de randament extern.

Bibliografie

[1] Chapman, P. F. *Energy inputs and outputs for nuclear power stations.* Research Report ZRG 005 — Open University-Milton Reynes, decembrie 1974.

[2] Grenon, M. *Les dépenses en énergie ... pour l'énergie.* În : Revue de l'énergie, oct. 1975.

[3] Hollomon, J. H. ș. a. *Le bilan énergétique du développement de l'énergie nucléaire.* În : Revue de l'énergie, oct., 1975.

[4] Charpentier, J. P. *A propos de l'énergie nécessaire pour fabriquer un réacteur nucléaire.*

[5] Little, A. D. *Competition in the nuclear power supply industry*. USAEC — NYO — 3853 — 1.

[6] Vasilescu, N. Cap. 16 — 24 din cartea *„Centrale nuclearoelectrice de putere mare* — Editura tehnică.

[7] Vasilescu, N. *Influența duratei de realizare a obiectivelor, asupra fondurilor anuale, alocate pentru investiții*. În: Energetica, 22, nr. 10—11—12, 1974.

[8] *** USAEC *Curent status and future technical potential of light water reactors*, martie 1958.

[9] Chapman, P. F. *The energy cost of the fuels*. Energy Policy — sept. 1974.

[10] Vasilescu, N. *Costul real al energiei electrice*. În: Energetica, 22, nr. 1, 1974.

[11] Vasilescu, N. *Stadiul actual de încadrare a energeticii nucleare în economie*. Referat nr. 1 pentru doctorat, 1975.

[12] Vasilescu, N. *Corelarea dezvoltării energeticii nucleare cu alte ramuri ale economiei*. Referat nr. 2 pentru doctorat, 1976.

[13] Vasilescu, N. *Contribuții la studiul interdependenței dintre energetica nucleară și industriile conexe*. Referat nr. 3 pentru doctorat, 1976.

(Articol intrat în redacție la 15 ianuarie 1977)

Calculul influenței modificărilor regimului de lucru al turbinelor cu condensație cu o priză reglabilă pentru termoficare urbană, de tip VT, asupra consumului specific de căldură pentru producerea energiei electrice

Ing. N. Kertész *)

Calculul influenței unor mici modificări ale regimului de lucru al turbinelor cu condensație asupra consumului specific de căldură pentru producerea energiei electrice constituie un subiect tratat pe larg în literatura de specialitate. Nu același lucru se întîmplă însă în cazul turbinelor cu condensație cu prize reglabile. Particularitățile acestor tipuri de turbine fac ca metodele elaborate pentru turbinele cu condensație să nu fie direct aplicabile, apărînd o serie de probleme care conduc la complicarea calculelor și diminuarea preciziei rezultatului acestora.

1. Calculul influenței unei modificări a regimului de lucru al unei turbine cu condensație asupra economicității acesteia

În principiu, determinarea influenței unei modificări a regimului de lucru asupra economicității unei turbine cu condensație care consumă cantitatea de căldură Q_0, produce puterea N_b la bornele generatorului și cedează cantitatea de căldură Q_K sursei reci, se poate realiza pe trei căi;

— Calculul modificării ΔN a puterii turboagregatului atunci cînd cantitatea de căldură consumată de acesta (introdusă în ciclu) se menține constantă.

— Calculul modificării ΔQ_0 a cantității de căldură consumate de turboagregat atunci cînd puterea la bornele generatorului se menține constantă.

— Calculul modificării $\Delta N'$ a puterii turboagregatului atunci cînd cantitatea de căldură cedată sursei reci se menține constantă.

Formulele de calcul corespunzătoare ale influenței relative a modificării regimului de lucru asupra consumului specific de căldură sînt:

$$\varepsilon = -\frac{\Delta N}{N_b + \Delta N} \tag{1}$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta Q_0}{Q_0} \tag{2}$$

$$\varepsilon = -\frac{\Delta N'}{N_b + \Delta N'}(1 - \eta_{gl}) \tag{3}$$

Utilizînd mărimea ΔN în locul lui $\Delta N'$, relația (3) devine:

$$\varepsilon = -\frac{\Delta N}{N_b + \dfrac{\Delta N}{1 - \eta}} \frac{1 - \eta_{gl}}{1 - \eta} \tag{4}$$

La stabilirea relațiilor (1), (3) și (4) și în cele ce urmează s-a considerat că la o variație mică a puterii turboagregatului, pierderile de putere mecanice și ale generatorului rămîn constante, modificarea puterii interne a turbinei fiind deci egală cu cea a puterii la bornele generatorului.

2. Calculul influenței unei modificări a regimului de lucru al unei turbine de tip VT asupra economicității acesteia

Schema termică de principiu a unei turbine cu condensație cu o priză reglabilă pentru termoficare urbană, de tip VT, este prezentată în figura 1.

Ea poate fi considerată ca fiind rezultatul suprapunerii schemelor (ciclurilor) termice a trei turbine K, T_1 și T_2, care sînt prezentate în figurile 2, 3 și 4 *a*. Avînd în vedere valoarea neglijabilă a cantității de căldură livrate de către condensatul secundar al preîncălzitorului

*) Ing. Nicolae Kertész este cercetător științific la ICEMENERG.

1 T_2 al turbinei T_2 (fig. 4 *a*) schimbătorului de căldură 2, exterior ciclului termic al turbinei T_2, schema termică din fig. 4 *a* poate fi înlocuită cu cea din fig. 4 *b*.

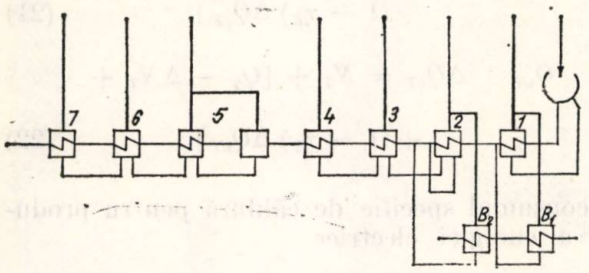


Fig. 1. Schema termică de principiu a unei turbine de tip VT.

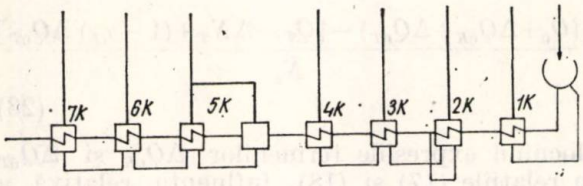


Fig. 2. Schema termică a turbinei K.

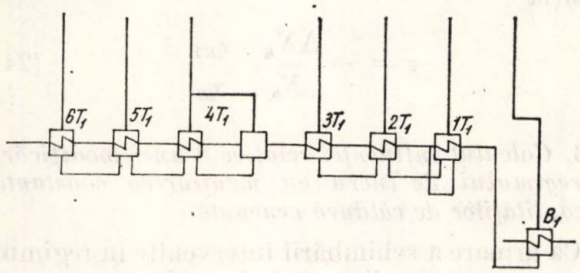
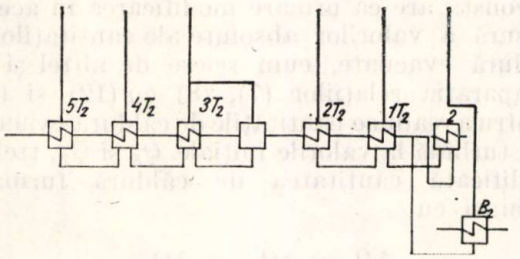
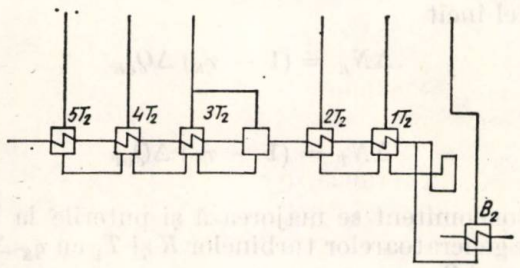


Fig. 3. Schema termică a turbinei T_1.



a)



b)

Fig. 4. Schema termică a turbinei T_2.

Se constată că schema termică din figura 2 este cea a unei turbine cu condensație, iar cele din figurile 3 și 4 *b* ale unor turbine cu contrapresiune. În cele ce urmează, turbinele cu contrapresiune T_1 și T_2 vor fi tratate ca turbine cu condensație, căldura evacuată prin condensatoarele acestora, boilerele B_1 și B_2, fiind valorificată integral. În vederea simplificării demonstrațiilor se va considera regimul de funcționare a turboagregatului numai cu boilerul de bază B_1. Turbina de tip VT poate fi deci considerată în acest caz ca fiind rezultatul suprapunerii turbinelor cu condensație K și T_1. Prin urmare

$$Q_0 = Q_{0K} + Q_{0T} \tag{5}$$

$$N = N_K + N_T \tag{6}$$

iar cantitățile de căldură evacuate din cele două turbine sînt Q_K, respectiv Q_T, din care Q_T se valorifică integral, fiind livrat unui consumator. La aceste două cicluri termice se pot utiliza metodele de calcul al influenței unei modificări a regimului de lucru asupra consumului specific de căldură al unei turbine cu condensație, prezentate în literatura de specialitate. Bilanțurile calorice teoretice ale celor două turbine se exprimă cu relațiile

$$Q_{0K} = N_K + Q_K \tag{7}$$

$$Q_{0T} = N_T + Q_T \tag{8}$$

Consumul specific de căldură pentru producerea energiei electrice a turbinei VT se calculează cu relația

$$q = \frac{Q_0 - Q_T}{N_b} \tag{9}$$

și influența relativă a modificării regimului de lucru asupra economicității turboagregatului cu relația

$$\varepsilon = \frac{q' - q}{q} \tag{10}$$

Se notează cu η_{KT} inversa mărimii q, adică

$$\eta_{KT} = \frac{N_b}{Q_0 - Q_T} \tag{11}$$

Fie ΔN_K și ΔN_T valorile calculate ale variațiilor puterilor turbinelor K și T_1 ca urmare a unei modificări în schema termică a turbinei VT, în ipoteza menținerii constante a cantităților de căldură Q_{0K} și Q_{0T} furnizate celor două cicluri termice, și η_K și η_T randamentele obținute din calculul ciclurilor termice ale celor două turbine cu condensație.

Bilanțurile termice (7) și (8) devin

$$Q_{0K} = (N_K + \Delta N_K) + (Q_K - \Delta N_K) \tag{12}$$

$$Q_{0T} = (N_T + \Delta N_T) + (Q_T - \Delta N_T) \tag{13}$$

Avînd în vedere cele prezentate în cap. 1 și 2, calculul influenței modificării regimului de lucru al unei turbine de tip VT asupra consumului specific de căldură pentru producerea energiei electrice se poate efectua cu trei metode.

2.1 *Calculul influenței relative a unei modificări a regimului de lucru cu menținerea constantă a cantității de căldură furnizate turboagregatului*

Modificările de putere ale turbinelor K și T_1, atunci cînd Q_{0K} și Q_{0T}, și deci Q_0, sînt menținute constante, sînt, conform celor de mai înainte, ΔN_K și ΔN_T. Din bilanțurile calorice (12) și (13) se constată că puterea turboagregatului s-a modificat cu $\Delta N_K + \Delta N_T$, iar căldura livrată prin boiler cu ΔN_T, devenind $Q_T - \Delta N_T$. Prin urmare, consumul specific de căldură pentru producerea energiei electrice în noua situație se calculează cu relația

$$q' = \frac{Q_0 - (Q_T - \Delta N_T)}{N_b + \Delta N_K + \Delta N_T} \tag{14}$$

iar influența relativă a modificării regimului de lucru cu relația

$$\varepsilon = - \frac{(1 - \eta_{KT})\,\Delta N_T + \Delta N_K}{N_b + \Delta N_K + \Delta N_T} \tag{15}$$

2.2. *Calculul influenței relative a unei modificări a regimului de lucru cu menținerea constantă a puterii la bornele generatorului*

În situația modificată, la bornele generatorului se livrează puterea $N_b + \Delta N_K + \Delta N_T$, conform bilanțurilor (12) și (13). Pentru a aduce puterea la valoarea inițială N_b, cantitatea de căldură furnizată ciclului termic trebuie modificată cu

$$\Delta Q_0 = \Delta Q_{0K} + \Delta Q_{0T} \tag{16}$$

astfel încît

$$\eta_K\,\Delta Q_{0K} = - \Delta N_K \tag{17}$$

și

$$\eta_T\,\Delta Q_{0T} = - \Delta N_T \tag{18}$$

Ca urmare a variației cantității de căldură livrate ciclului termic cu ΔQ_0, se modifică și cantitățile de căldură evacuate din acesta cu ΔQ_K și ΔQ_T, unde

$$\Delta Q_K = (1 - \eta_K)\,\Delta Q_{0K} \tag{19}$$

$$\Delta Q_T = (1 - \eta_T)\,\Delta Q_{0T} \tag{20}$$

Bilanțurile termice ale celor două turbine devin

$$Q_{0K} + \Delta Q_{0K} = N_K + [Q_K - \Delta N_K + (1 - \eta_K)\,\Delta Q_{0K}] \tag{21}$$

$$Q_{0T} + \Delta Q_{0T} = N_T + [Q_T - \Delta N_T + (1 - \eta_T)\,\Delta Q_{0T}] \tag{22}$$

și consumul specific de căldură pentru producerea energiei electrice

$$q' = \frac{(Q_0 + \Delta Q_{0K} + \Delta Q_{0T}) - [Q_T - \Delta N_T + (1 - \eta_T)\,\Delta Q_{0T}]}{N_b} \tag{23}$$

Înlocuind expresiile termenilor ΔQ_{0K} și ΔQ_{0T} din relațiile (17) și (18), influența relativă a modificării regimului de lucru se calculează cu relația

$$\varepsilon = - \frac{\Delta N_K}{N_b} \frac{\eta_{KT}}{\eta_K} \tag{24}$$

2.3. *Calculul influenței relative a unei modificări a regimului de lucru cu menținerea constantă a cantităților de căldură evacuate*

Ca urmare a schimbării intervenite în regimul de lucru, puterea livrată la bornele generatorului a variat cu $\Delta N_K + \Delta N_T$, ceea ce, la $Q_0 =$ = const., are ca urmare modificarea în aceeași măsură a valorilor absolute ale cantităților de căldură evacuate, cum reiese de altfel și din comparația relațiilor (7), (8) cu (12) și (13). Pentru a readuce cantitățile de căldură evacuate din turbină la valorile inițiale Q_K și Q_T, trebuie modificată cantitatea de căldură furnizată turbinei cu

$$\Delta Q_0 = \Delta Q_{0K} + \Delta Q_{0T} \tag{25}$$

astfel încît

$$\Delta N_K = (1 - \eta_K)\,\Delta Q_{0K} \tag{26}$$

și

$$\Delta N_T = (1 - \eta_T)\,\Delta Q_{0T} \tag{27}$$

Concomitent se majorează și puterile la bornele generatoarelor turbinelor K și T_1 cu $\eta_K\,\Delta Q_{0K}$ și $\eta_T\,\Delta Q_{0T}$.

Bilanțurile termice ale celor două turbine devin

$$Q_{0K} + \Delta Q_{0K} = (N_K + \Delta N_K + \eta_K\,\Delta Q_{0K}) + Q_K \tag{28}$$

$$Q_{0T} + \Delta Q_{0T} = (N_T + \Delta N_T + \eta_T\,\Delta Q_{0T}) + Q_T \tag{29}$$

și consumul specific pentru producerea energiei electrice

$$q' = \frac{(Q_0 + \Delta Q_{0K} + \Delta Q_{0T}) - Q_T}{N_b + \Delta N_K + \Delta N_T + \eta_K \Delta Q_{0K} + \eta_T \Delta Q_{0T}} \quad (30)$$

Înlocuind expresiile termenilor ΔQ_{0K} și ΔQ_{0T} din relațiile (26) și (27), influența relativă a modificării regimului de lucru se calculează cu relația

$$\varepsilon = -\frac{\dfrac{\Delta N_K}{1-\eta_K} + \dfrac{\Delta N_T}{1-\eta_T}}{N_b + \dfrac{\Delta N_K}{1-\eta_K} + \dfrac{\Delta N_T}{1-\eta_T}} (1 - \eta_{KT}) \quad (31)$$

Pentru cazul funcționării turbinei de tip VT cu boilerele B_1 și B_2, relațiile (15), (24) și (31) devin

$$\varepsilon = -\frac{(1-\eta_{KT})(\Delta N_{T_1} + \Delta N_{T_2}) + \Delta N_K}{N_b + \Delta N_K + \Delta N_{T_1} + \Delta N_{T_2}} \quad (32)$$

$$\varepsilon = -\frac{\Delta N_K}{N_b} \frac{\eta_{KT}}{\eta_K} \quad (33)$$

$$\varepsilon = -\frac{\dfrac{\Delta N_K}{1-\eta_K} + \dfrac{\Delta N_{T_1}}{1-\eta_{T_1}} + \dfrac{\Delta N_{T_2}}{1-\eta_{T_2}}}{N_b + \dfrac{\Delta N_K}{1-\eta_K} + \dfrac{\Delta N_{T_1}}{1-\eta_{T_1}} + \dfrac{\Delta N_{T_2}}{1-\eta_{T_2}}} (1-\eta_{KT}) \quad (34)$$

2.4 *Calculul influenței relative a unei modificări a regimului de lucru cu menținerea constantă a cantității de căldură livrate consumatorului și a puterii la bornele generatorului*

Făcînd abstracție de cele de mai înainte, specialistul este tentat să compare situația inițială cu cea modificată a regimului de lucru, menținînd constantă cantitatea de căldură livrată consumatorului și puterea la bornele generatorului. Se analizează astfel două situații al căror element comun constant este energia utilă produsă, ceea ce din punct de vedere energetic, la prima vedere, pare a fi corect.

Apelînd la cele prezentate pînă acum în cap. 2, se va deduce relația de calcul a influenței relative asupra economicității turboagregatului în aceste condiții.

Se pleacă de la ecuațiile de bilanț termic (12) și (13). Pentru a satisface condițiile impuse $Q_T = \text{const.}$ și $N_b = \text{const.}$, se procedează după cum urmează:

Se introduce o cantitate de căldură ΔQ_{0T} suplimentară în ciclul termic al turbinei T_1, astfel încît cantitatea de căldură evacuată să revină la valoarea inițială Q_T, ceea ce înseamnă modificarea cantității de căldură evacuate din turbina T_1 cu ΔN_T. În acest scop trebuie ca

$$(1 - \eta_T)\, \Delta Q_{0T} = \Delta N_T. \quad (35)$$

Bilanțul termic al turbinei T_1 devine:

$$Q_{0T} + \Delta Q_{0T} = (N_T + \Delta N_T + \eta_T \Delta Q_{0T}) + Q_T \quad (36)$$

fluxul termic producînd prin destindere puterea $\eta_T \Delta Q_{0T}$. Înlocuind expresia lui ΔQ_{0T} din termenul din dreapta al ecuației (36) cu cea rezultată din (35), se obține

$$Q_{0T} + \Delta Q_{0T} = \left(N_T + \frac{\Delta N_T}{1-\eta_T}\right) + Q_T \quad (37)$$

În vederea readucerii puterii la bornele generatorului la valoarea inițială N_b, cantitatea de căldură livrată turbinei K trebuie modificată cu ΔQ_{0K}, astfel încît

$$\eta_K \Delta Q_{0K} = -\left(\Delta N_K + \frac{\Delta N_T}{1-\eta_T}\right) \quad (38)$$

Noul bilanț termic al turbinei K este

$$Q_{0T} + \Delta Q_{0K} = (N_K + \Delta N_K + \eta_K \Delta Q_{0K}) + \\ + [Q_K - \Delta N_K + (1 - \eta_K)\, \Delta Q_{0K}], \quad (39)$$

adică

$$Q_{0K} + \Delta Q_{0K} = \left(N_K - \frac{\Delta N_T}{1-\eta_T}\right) + \\ + [Q_K - \Delta N_K + (1 - \eta_K)\, \Delta Q_{0K}]. \quad (40)$$

Bilanțul ansamblului turbinei rezultă din însumarea relațiilor (37) și (40)

$$Q_0 + \Delta Q_{0K} + \Delta Q_{0T} = N_b + Q_T + [Q_K - \\ - \Delta N_K + (1 - \eta_K)\, \Delta Q_{0K}]. \quad (41)$$

Consumul specific de căldură pentru producerea energiei electrice modificat este

$$q' = \frac{(Q_0 + \Delta Q_{0K} + \Delta Q_{0T}) - Q_T}{N_b}; \quad (42)$$

astfel încît expresia influenței relative a modificării asupra economicității turboagregatului devine

$$\varepsilon = -\left(\frac{\Delta N_K}{N_b} + \frac{1-\eta_K}{1-\eta_T} \frac{\Delta N_T}{N_b}\right) \frac{\eta_{KT}}{\eta_K} \quad (43)$$

2.5 *Stabilirea relațiilor corecte de calcul al influenței relative a modificărilor regimului de lucru al turbinelor de tip VT asupra economicității acestora*

Se analizează mai întîi sensul de variație a influenței relative calculate cu cele patru relații pentru o aceeași modificare a regimului de lucru, cu creșterea cantității de căldură Q_T livrate din turbină. Pentru aceasta se imaginează o situație limită în care presiunea prizei reglabile de termoficare urbană este egală cu presiunea din condensator, ceea ce înseamnă că din cantitatea totală de căldură evacuată din turbină în condensator, o parte Q_T este valorificată și că $\eta_K = \eta_T$. Modificarea mărimii Q_T în acest caz nu influențează abaterea totală de putere $\Delta N = \Delta N_K + \Delta N_T$ și cantitatea de căldură Q_0 furnizată turboagregatului, elementele care variază fiind ΔN_K, ΔN_T și Q_K.

Această analiză conduce la următoarele concluzii pentru cele patru relații de calcul :

— Relația (15)

$$Q_T \nearrow ;\ \eta_{KT} \nearrow ;\ \Delta N_T \nearrow ;\ |\varepsilon| \searrow$$

— Relația (24)

$Q_T \nearrow ;\ \eta_{KT} \nearrow ;\ \Delta N_K \searrow$. Mărimile N_b și η_K fiind constante și sensurile de variație ale lui η_{KT} și ΔN_K opuse, se impune scrierea relației (24) sub o altă formă. Pentru acest caz particular, ΔN_K se calculează cu relația

$$\Delta N_K = \Delta N \frac{Q_K}{Q_K + Q_T} = k_1(k_2 - Q_T), \quad (44)$$

în care k_1 este o constantă înglobînd mărimile constante ΔN și $Q_K + Q_T = k_2$. Înlocuind în (24) pe η_{KT} cu relația (11) și pe ΔN_K cu (44), se obține

$$\varepsilon = -\frac{k_1}{\eta_K}\frac{k_2 - Q_T}{Q_0 - Q_T} = -k_3\frac{k_2 - Q_T}{Q_0 - Q_T} \quad (45)$$

Deoarece $k_2 < Q_0$, la creșterea lui Q_T, valoarea fracției $\frac{k_2 - Q_T}{Q_0 - Q_T}$ scade și deci $|\varepsilon| \searrow$

— Relația (31)

$$Q_T \nearrow ;\ \eta_{KT} \nearrow ;\ (1 - \eta_{KT}) \searrow ;\ |\varepsilon| \searrow$$

— Relația (43)

Deoarece $\eta_K = \eta_T$, termenul din paranteză este o constantă.

$$Q_T \nearrow ;\ \eta_{KT} \nearrow ;\ |\varepsilon| \nearrow$$

Valoarea influenței relative ε asupra economicității turboagregatului scade cu creșterea cantității de căldură livrate consumatorului pentru relațiile de calcul deduse la cap. 2.1, 2.2 și 2.3 și crește pentru relația dedusă la cap. 2.4.

Utilizarea metodelor de calcul și principiilor de comparare general acceptate pentru turbinele cu condensație în deducerea relațiilor (15), (24) și (31) cît și rezultatul analizei de mai sus constituie argumente solide în favoarea relațiilor de calcul propuse.

În tabelul 2 se prezintă rezultatele calculelor efectuate pentru stabilirea influenței scoaterii din funcțiune a ultimului preîncălzitor de apă de alimentare al turboagregatului VT — 50 în două regimuri de funcționare, caracterizate prin :

Tabelul 1

Regimul de funcționare	1	2
Debit abur viu, kg/h	160 600	245 600
Puterea la borne, kW	41 975	51 980
Cantitatea de căldură livrată, kW	33 720,93	106 395,34

Tabelul 2

Relația \ ε [%]	Regimul de funcționare 1	2
(15)	0,7497	0,39347
(24)	0,66	0,36
(31)	0,7746	0,403
(43)	1,16	3,036

Rezultatele din tabelul 2 confirmă de asemenea valabilitatea relațiilor de calcul deduse și scot în evidență faptul că variația consumului specific de căldură pentru producerea energiei electrice în cazul unor modificări ale regimului de lucru al turbinelor de tip VT nu poate fi stabilită în ipoteza menținerii constante a cantității de căldură livrate și a puterii produse la bornele generatorului.

Diferențele între valorile datorate unei aceleiași cauze, calculate prin metode diferite, sînt normale, cu excepția valorilor calculate cu relația (24), deși o eroare de circa 10% în calculul unei asemenea influențe este admisibilă.

În final se recomandă utilizarea pentru acest tip de calcule a relațiilor (15) și (31), acestea corespunzînd în cea mai mare măsură particularităților funcționale ale turbinelor cu condensație cu o priză reglabilă de termoficare, de tip VT.

La funcționarea turbinelor de tip VT cu preîncălzirea apei din rețeaua de termoficare în trei trepte, prin utilizarea fasciculului de schimb de căldură înglobat în condensator, influența modificărilor regimului de lucru asupra consumului specific de căldură pentru producerea energiei electrice este nulă, turbina funcționînd în regim de contrapresiune.

SIMBOLURI

Notații

B — boiler
N — puterea internă a turbinei, kW
N_b — puterea la bornele generatorului, kW
ΔN — modificarea puterii interne a turbinei, kW
Q — cantitatea de căldură evacuată din turbină, kW
Q_0 — cantitatea de căldură furnizată turboagregatului, kW
ΔQ_0 — modificarea cantității de căldură furnizate turboagregatului, kW
q — consumul spefific de căldură pentru producerea energiei electrice, kW/kW
q' — consumul specific de căldură pentru producerea energiei electrice modificat, kW/kW
ε — modificarea relativă a consumului specific de căldură pentru producerea energiei electrice
η — randamentul turboagregatului, excusiv randamentul mecanic și al generatorului
$\nearrow$ — crește
$\searrow$ — scade

Indici

gl — global (inclusiv pierderile de putere mecanice și ale generatorului)
K — ciclul termic al turbinei K
T — ciclul termic al turbinei T

(Articol intrat în redacție la 17 ianuarie 1977)

Principii de alegere a schemelor instalațiilor de turbine cu gaze pentru termoficare

Ing. **A. Nahhas** *)

Turbina cu gaze — datorită marilor cantități de gaze evacuate și temperaturilor ridicate — este foarte adecvată pentru termoficare, mai ales dacă raportul între puterea electrică și cantitatea de căldură livrată, adică indicele de termoficare, are valori mai mari decît la turbinele cu abur. Apa de răcire, care are la ieșirea din ITG temperaturi de 80 — 90°C, poate fi trimisă ca agent de încălzire în circuitele de alimentare cu căldură, care funcționează fără retur. Căldura evacuată odată cu gazele poate fi folosită în cazane recuperatoare pentru producerea aburului de încălzire, productivitatea fiind de 4 — 5 kg abur/kWh.

Un avantaj important constă în faptul că la același debit de căldură (livrată instalațiilor de încălzire), turbina cu gaze produce de 2 — 4 ori mai multă energie electrică decît turbina cu abur (în funcție de parametrii agenților termici ai instalațiilor care se compară).

Rolul și importanța termoficării

Termoficarea este procedeul tehnic de a produce combinat energie electrică și căldură, cele mai importante avantaje ale sale fiind :

1. Reducerea prețului de cost al căldurii și energiei electrice produse în comun, prin consumarea în ansamblu a unei cantități mai mici de combustibil decît în cazul producerii separate a celor două forme de energie.

2. Concentrarea investițiilor și a exploatării.

3. Un grad mare de puritate a atmosferei din oraș.

4. Economisirea spațiilor ocupate altfel în clădiri de instalațiile individuale de încălzire a apei calde.

5. Reducerea importantă a numărului personalului de deservire a instalațiilor individuale.

Rolul termoficării în economia energetică apare ca deosebit de important, termoficarea devenind una dintre principalele direcții de dezvoltare a energeticii mondiale, în special în prezent, cînd sursele de energie au devenit limitate și scumpe.

Analiza schemelor de instalații de turbine cu gaze

Mărirea randamentului ITG poate fi efectuată prin :

1. Încălzirea aerului la ieșirea din compresor (C) înaintea intrării în camera de ardere (CA) (fig. 2). Recuperarea poate conduce la o mărire a randamentului cu 5 — 10%.

2.Comprimare în trepte și răcire intermediară, așa cum rezultă din figura 3.

Comprimarea în trei trepte în comparație cu cea în două trepte conduce la o mărire relativ redusă a randamentului η_{ITG}, indiferent dacă se utilizează sau nu recuperarea. Această mărire scade în continuare treptat cu creșterea numărului de trepte. Cum la alegerea unei soluții constructive trebuie luate în considerare cheltuielile de investiții, care cresc cu numărul treptelor, ITG existente depășesc rareori două răciri intermediare.

3. Destinderea în trepte și arderea intermediară au drept consecință mărirea temperaturii de evacuare a gazelor din turbină, ceea ce favorizează recuperarea (fig. 5 și 6).

4. Cele două metode de mărire a randamentului pot fi înlocuite printr-o singură schemă funcțională, în care atît evoluția de destindere, cît și cea de comprimare să fie efectuate în trepte, (fig. 7).

5. Folosirea căldurii gazelor evacuate din turbină într-un proces de termoficare internă, adică într-un ciclu regenerativ de preîncălzire a aerului de ardere — operație impropriu desem-

*) Ing. Ahmad Nahhas este doctorand, Catedra de cazane și turbine cu abur și gaze, Institutul politehnic București.

nată ca „recuperare" a căldurii gazelor de ardere —, nu este în cele mai multe cazuri economică. Aceasta datorită, pe de o parte, costului ridicat al dispozitivelor schimbătoare de căldură, care trebuie să lucreze cu diferenţe mici de temperatură şi cu fluide gaze-aer, iar pe de altă parte reducerii importante a puterii electrice, de ordinul a cel puţin 15%. În schimb însă, în cazul folosirii căldurii gazelor evacuate pentru încălzirea apei unei reţele de termoficare schimbătoarele de căldură gaze-apă sînt mai mici şi căderea de presiune mai redusă, ceea ce face ca puterea electrică să scadă numai cu 1... 1,5% (vezi comparaţia între recuperator şi cazanul de termoficare, tabelul 1).

În aceste condiţii, utilizarea căldurii gazelor evacuate devine economică în cicluri de termoficare. Folosirea căldurii evacuate în răcitoarele de aer între diferitele trepte de comprimare constituie o recuperare de căldură care se poate integra organic într-un ciclu de termoficare, ca primă treaptă de preîncălzire a apei.

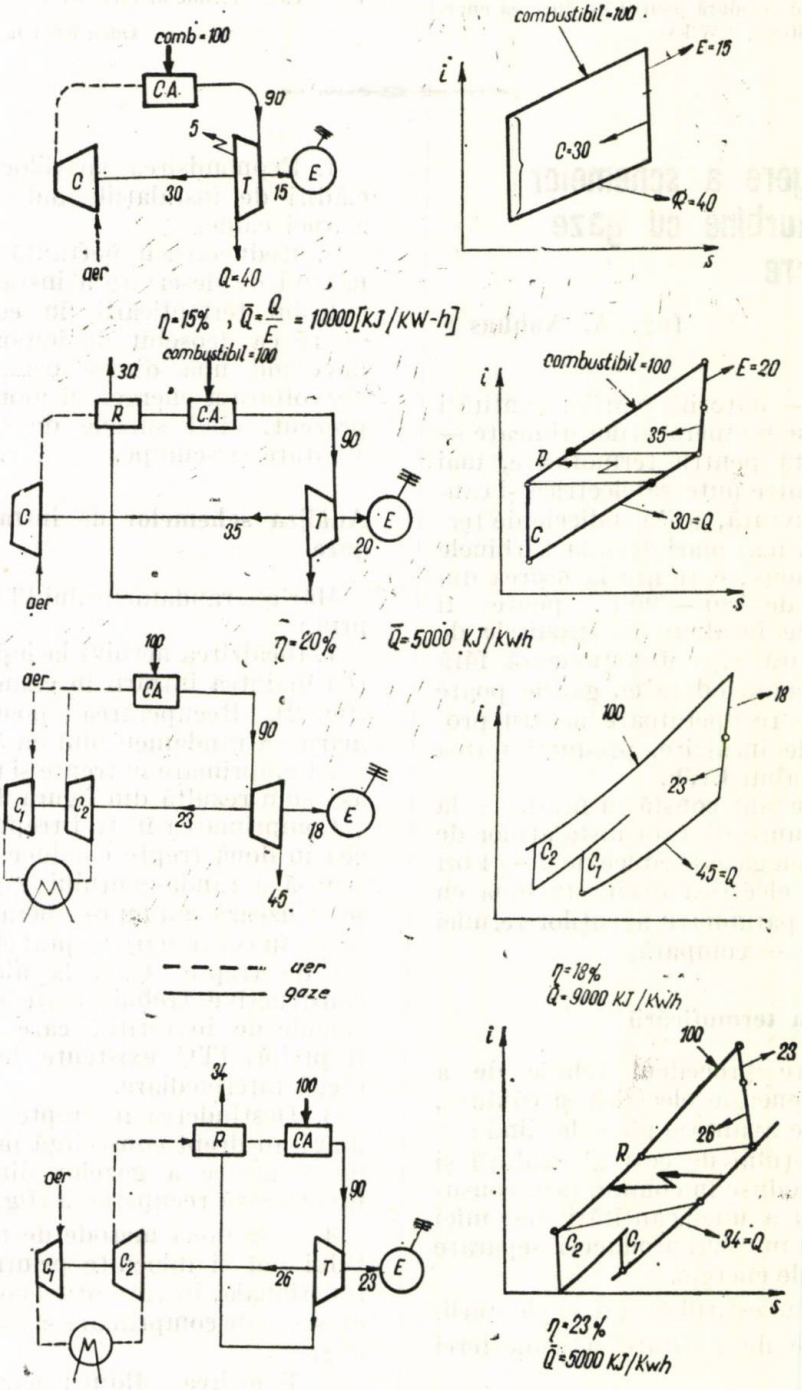


Fig. 1. Ciclul I fără recuperator.

Fig. 2. Ciclul I cu recuperator.

Fig. 3. Ciclul II fără recuperator.

Fig. 4. Ciclul II cu recuperator.

Fig. 1—4. Bilanţul energetic (valori medii).

C – compresor; T – turbină; R – recuperator; CA – camera de ardere; E – energia utilă; Q – căldura evacuată din ITG (%); $Q = \frac{\bar{Q}}{E}$ [kJ/kWh]; η – randamentul ITG.

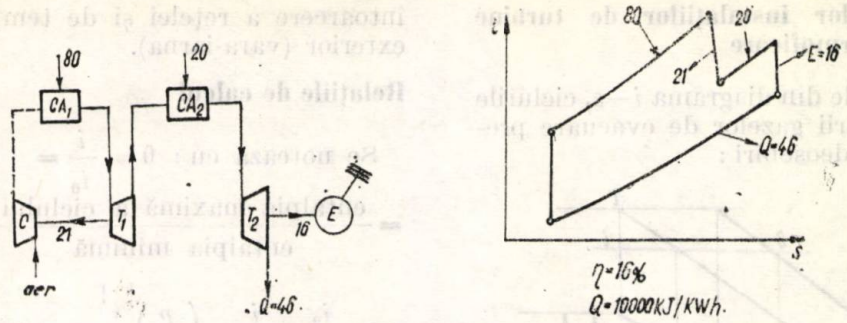


Fig. 5. Ciclul III fără recuperator.

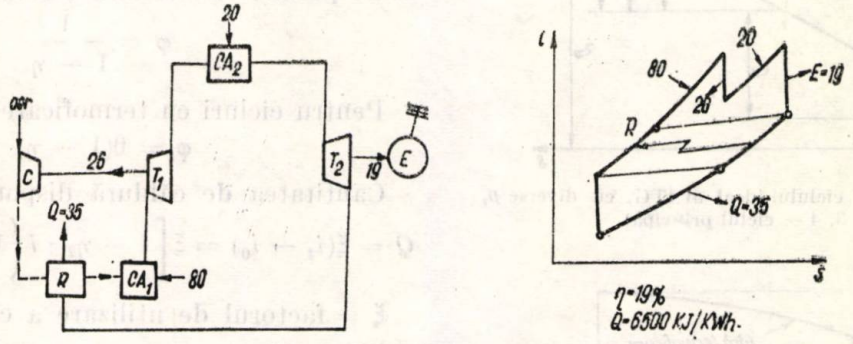


Fig. 6. Ciclul III cu recuperator.

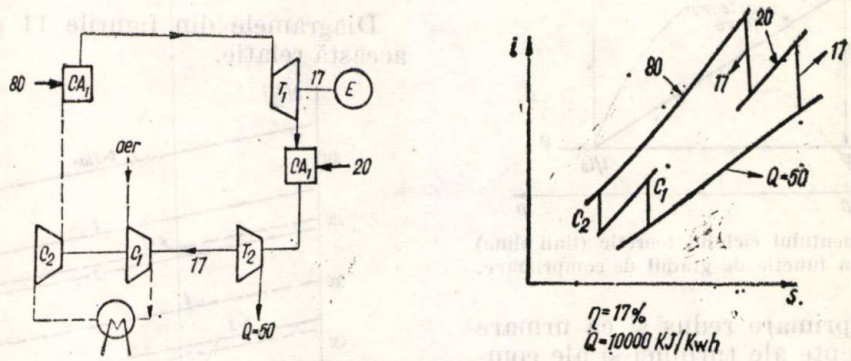


Fig. 7. Ciclul IV fără recuperator.

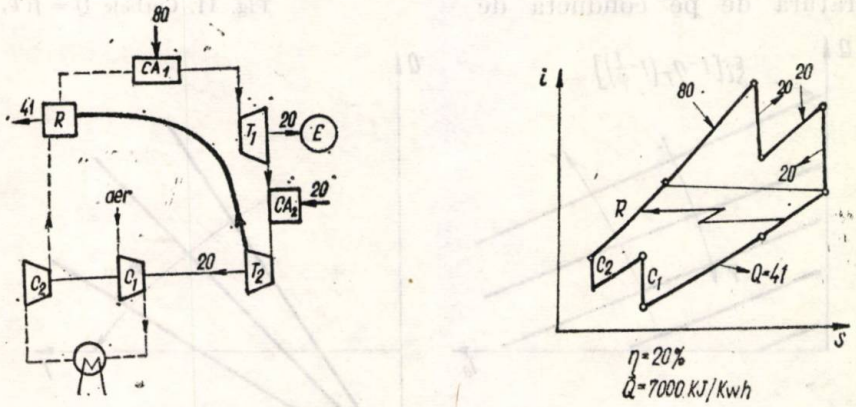


Fig. 8. Ciclul IV cu recuperator.

Fig. 5 — 8. Bilanțul energetic (valori medii).

C – compresor; T – turbină; R – recuperator; CA – camera de ardere; E – energia utilă; Q – căldura evacuată din IGT [%]; $\bar{Q} = \frac{Q}{E}$ [kJ/kWh]; η – randamentul ITG.

Deosebirile ciclurilor instalațiilor de turbine cu gaze pentru termoficare

După cum se vede din diagrama $i-s$, ciclurile cu utilizarea căldurii gazelor de evacuare prezintă următoarele deosebiri :

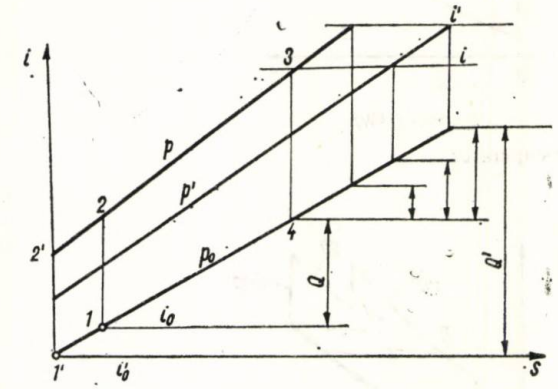


Fig. 9. Diagrama $i-s$ a ciclului ideal al ITG, cu diverse p, i și i_0 ; 1, 2, 3, 4 — ciclul principal.

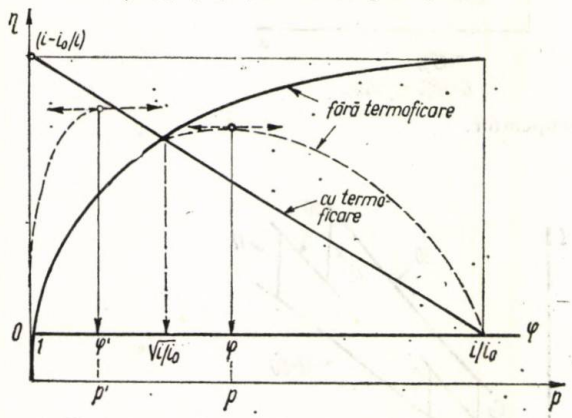


Fig. 10. Variația randamentului ciclului teoretic (linii pline) și real (linii punctate) în funcție de gradul de comprimare.

1. Grad de comprimare redus și ca urmare număr redus de trepte ale turbinei și ale compresorului.

2. Cantitatea de căldură livrată depinde de nivelul de temperatură de pe conducta de întoarcere a rețelei și de temperatura aerului exterior (vara-iarna).

Relațiile de calcul

Se notează cu : $\theta = \dfrac{i}{i_0} =$

$$= \frac{\text{entalpia maximă a ciclului}}{\text{entalpia minimă}}$$

$\varphi = \dfrac{i_2}{i_0} = \dfrac{i}{i_4} = \left(\dfrac{p}{p_0}\right)^{\frac{k-1}{k}}$ = gradul de comprimare pentru cicluri fără termoficare :

$$\varphi = \frac{1}{1-\eta}$$

Pentru cicluri cu termoficare :

$$\varphi = \theta(1-\eta)$$

Cantitatea de căldură disponibilă :

$$Q = \xi(i_4 - i_0) = \xi\left[i - \eta_T \cdot i\left(1 - \frac{1}{\varphi}\right) - i_0\right]$$

ξ = factorul de utilizare a căldurii

$$Q = cp\,\xi\,T\left[1 - \eta_T\left(1 - \frac{1}{\varphi}\right)\right] - \xi\,cp\,T_0$$

Diagramele din figurile 11 și 12 reprezintă această relație.

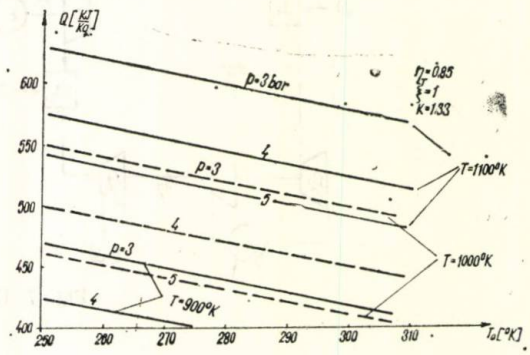


Fig. 11. Curbele $Q = f(T, T_0, p)$.

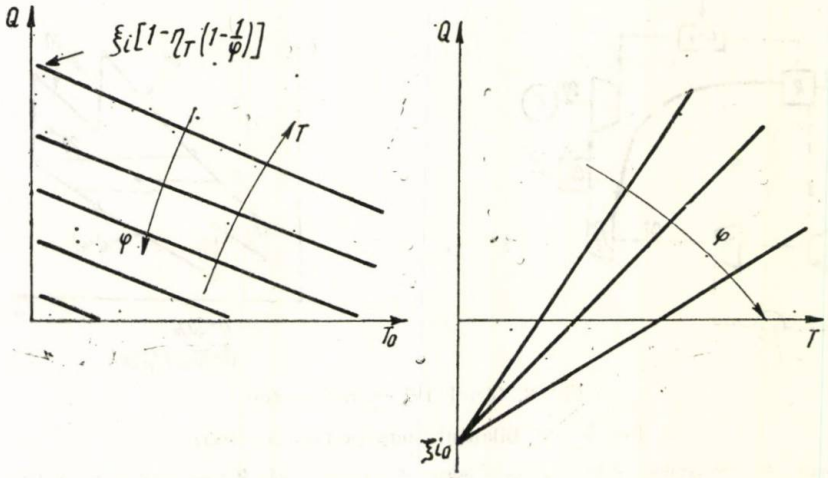


Fig. 12. Curbele $Q = f(T, T_0, \varphi)$.

Din relaţiile prezentate decurg următoarele constatări :

1. La valori mici ale gradului de compresie φ, cantitatea de căldură livrată, Q, creşte rapid cu variaţia lui φ, de exemplu :

p	5 ⟶ 4	4 ⟶ 3	3 ⟶ 2
ΔQ	30	50	90
Δp	1	1	1

2. Temperatura aerului exterior T_0 are o influenţă mai mare asupra cantităţii de căldură livrată, Q, decît influenţa ridicării temperaturii maxime a ciclului T.

De exemplu :

$$-\Delta T_0 = 50 \rightarrow \Delta Q = 50$$

$$\Delta T = 50 \rightarrow \Delta Q = 40$$

3. Pentru termoficare se folosesc turbinele ieftine, care au în general :

— grad de compresie mic ;

— temperatură maximă scăzută ;

— randament mic.

La aceste turbine se pot folosi materiale ieftine (oţel-carbon) ;

— interval mare de exploatare, adică exploatarea este posibilă şi la valori care depăşesc cu mult valorile nominale de proiectare.

4. În scopul măririi atît a randamentului cît şi a căldurii livrate la consumatorii externi, instalaţia trebuie să conţină două compresoare şi două camere de ardere. Aici recuperarea de căldură se poate face la ieşirea gazelor din turbină şi la răcirile intermediare între treptele de comprimare. Cantităţile de căldură recuperabile din gazele de ardere şi de la răcirea intermediară sînt arătate prin suprafeţele haşurate din figura 13. Recuperarea internă de căldură cu ajutorul recuperatorului R reducînd temperatura gazelor de ardere de la punctul 4 la 5, micşorează cantitatea de căldură Q_2 pentru termoficare.

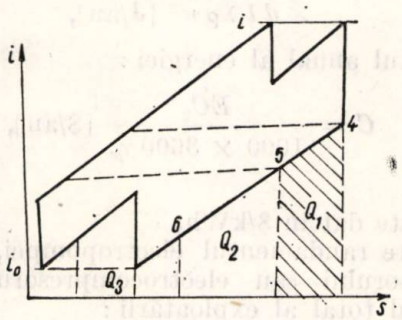


Fig. 13. Căldura cedată din ciclu.

5. Din toate punctele de vedere, cazanul de încălzire este mai potrivit decît recuperatorul de căldură, dar cazanul de încălzire este folosit sezonier, adică căldura de termoficare cerută de la cazan variază în funcţie de lunile anului, după cum se vede din figura 14.

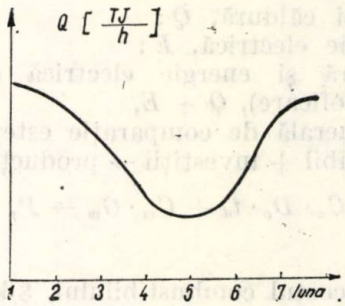


Fig. 14. Căldura necesară în funcţie de timp.

Tabelul 1

Comparaţia între recuperator şi cazanul de încălzire

Parametrii agenţilor (temp., °C)	Termoficare	Recuperare
Gaze intrare	400	400
Gaze ieşire	100	200
Aer intrare	—	150
Aer ieşire	—	250
Apă intrare	50	—
Apă ieşire	150	—
$\Delta T_m = \frac{\Delta T_{max} - \Delta T_{min}}{\ln \frac{\Delta T_{max}}{\Delta T_{min}}}$	125...200	90 ... 125
k[W/m² — c⁰]	50 ... 70	25...35
$G \sim Cp\,\Delta T \left[\frac{kg/s}{MW_t}\right]$	2...3	8...12
$S \sim k\,\Delta T_m$ [m²]	5	(2...4)S
Viteza agentului $w_a \left[\frac{m}{s}\right]$	1,5...2,5	20...30
$\Delta p_{agent} \sim \rho \left(\frac{w}{d}\right)^2 S$	(30...50)Δp	Δp
$P \sim \frac{\Delta p}{\rho} \left[\frac{kW\,h}{kg/s}\right]$	P	(30...20) P
$\Delta E \sim P.G$ [%]	1 ... 2	15
$\Delta\eta_{inst} \sim \Delta E$ /%/	10 ... 40	5...10
Timpul de utilizare relativ $\frac{\tau_u}{\tau_{u,turbină}}$	0...0,7...1	1

Notaţiile folosite în tabelul 1 au următoarea semnificaţie :

Δp_{agent} este căderea de presiune a agentului (aer sau apă) ;

p — consumul de energie electrică pentru pompare ;

ΔE — căderea de putere electrică a generatorului.

Economia realizată prin termoficare

Considerînd trei situaţii echivalente în privinţa livrării de :

— numai căldură, Q ;
— energie electrică, E ;
— căldură şi energie electrică combinate (termoficare), $Q + E$,

relaţia generală de comparaţie este :

combustibil + investiţii → producţii

$$C_c \cdot D_c \cdot t_d + C_m \cdot G_m \rightarrow P,$$

în care

C_c este costul combustibilului, \$/kg ;
D_c — debitul combustibilului, kg/h ;
t_d — timpul de durabilitate, ore ;

$C_m \cdot G_m = I$ — investiţiile aferente unei anumite soluţii (\$) în cazul termoficării :

$$C_c \cdot D_c \cdot t_d + I \rightarrow C_E \cdot E \cdot t_d + C_Q \cdot Q$$

$$C_c \frac{D_c}{E} + \frac{I/E}{t_d} \rightarrow C_E + C_Q \frac{Q}{E \cdot t_d}$$

se înlocuieşte :

$$D_c = \frac{E}{\eta H_u},$$

în care H_u este puterea calorică a combustibilului

$$\eta = \frac{E \cdot t_d}{H_u \cdot D_c} = 1 - \frac{Q}{H_u \cdot D_c} \rightarrow \frac{Q}{E \cdot t_d} = \frac{1 - \eta}{\eta}$$

se obţine :

$$\frac{C_c}{\eta H_u} + \frac{I/E}{t_d} \rightarrow C_E + C_Q \frac{1 - \eta}{\eta}$$

în cazul producerii numai E :

$$\frac{C_c}{\eta H_u} + \frac{I/E}{t_d} = C_E$$

în cazul producerii numai Q :

$$Q = \eta H_u \cdot D_c \, t_d$$

$$\frac{C_c}{\eta H_u} + \frac{I/\eta H_u D_c}{t_d} = C_Q$$

Dimensionarea economică a reţelelor de termoficare urbană

În cele ce urmează se va căuta să se definească mediile şi valorile adecvate pentru a putea stabili domeniile de utilizare a diferitelor sisteme de termoficare.

Se notează cu R raza de acţiune a transportului căldurii.

Cu ajutorul calculului hidraulic, termic, economic, se poate determina lungimea raţională de transport prin conductă (raza de acţiune).

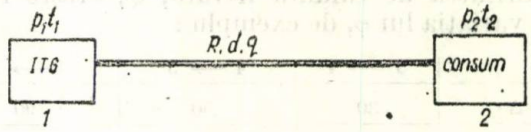


Fig. 15. Raza de acţiune.

Beneficiul rezultă din preţul căldurii la consumatori minus costul de exploatare

$$B = C_q - Z \ [\$/an].$$

1. Pentru reţelele de termoficare se poate face un calcul tehnico-economic de optimizare comparînd cheltuielile anuale de calcul [5].

$$Z = C + PI \ [\$/an] \rightarrow \min,$$

în care

C sînt cheltuielile anuale, \$/an ;
I — investiţiile, dolari ;
P — coeficientul de eficacitate economică a investiţiilor, 1/an ;
PI — cheltuielile de amortizare şi reparţii. Ele cresc aproximativ proporţional cu diametrul conductei şi cu lungimea ei. Deci se poate scrie :

$$PI = C_1 \, d \, l \ [\$/an],$$

în care C_1 este coeficientul de proporţionalitate care exprimă costul amortizării şi reparaţiilor pe unitatea de diametru şi de lungime a conductei ; acest coeficient depinde de o serie de condiţii şi în primul rînd de materialul din care este confecţionată conducta şi de modul instalării acesteia.

Consumul anual de energie pentru transportul V [m³/an] de fluid, cu viteza w [m/s] este :

$$E = \lambda \frac{l}{d} \rho \frac{w^2}{2} V = \frac{3600 \times 24 \times \frac{365}{4}}{8} \times$$

$$\times \, d \, l \, \lambda \rho \, w^3 \ [J/an],$$

iar costul anual al energiei :

$$C = \frac{EC_2}{1000 \times 3600 \, \eta_e} \ [\$/an],$$

în care

C_2 este dat în \$/kWh,
η_e este randamentul electropompei, electroventilatorului sau electrocompresorului.

Costul total al exploatării :

$$Z = C_1 \cdot d \cdot l + \frac{EC_2}{3600 \times 1000 \, \eta_e} \ [\$/an]$$

$$Z = C_1 \cdot d \cdot l + \frac{C_2}{\eta_e} d \cdot l \lambda \rho w^3$$

Cu ajutorul relației de mai sus se poate determina lungimea echivalentă de transport (raza de acțiune) pentru trei cazuri deosebite:

I — cicluri de termoficare cu turbine cu gaze, cu gaze de evacuare ca agent termic;

II — idem, cu abur ca agent termic;

III — idem, cu apă fierbinte ca agent termic.

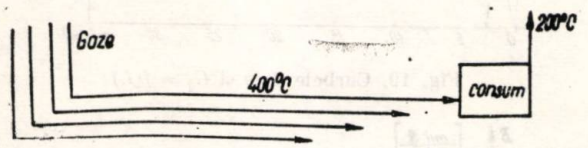


Fig. 16. Rețeaua de termoficare, purtător de căldură gazul.

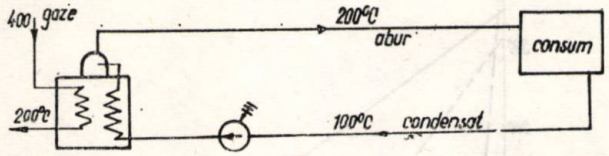


Fig. 17. Rețeaua de termoficare, purtător de căldură aburul.

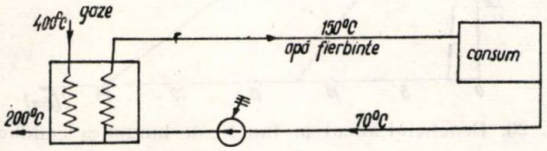


Fig. 18. Rețeaua de termoficare, purtător de căldură apa fierbinte.

Vom considera pentru trei cazuri aceiași η_e, C_1 și C_2. Cantitatea de căldură evacuată din ITG este $Q = 20$ MW.

$\eta_e = 0{,}75$, pentru ITG: $G = 100$ kg aer/s, $P = 10$ MW$_e$

$$C_1 = \frac{\pi \delta \rho_m C_m}{t_d} = \frac{\pi \times 0{,}01 \times 8000 \times 0{,}5}{10} =$$

$$= 15 \left[\frac{\$/\text{an}}{\text{m}^2} \right]$$

$C_2 = 0{,}03$ \$/kWh; temperatura mediului ambiant = 0°C

Coeficienții de frecare (λ) s-au calculat după formula lui Șifrinson:

$$\lambda = 0{,}111 \left(\frac{k}{d} \right)^{0{,}25}, \text{ pentru } \text{Re} > 560 \frac{d}{k}$$

unde k este rugozitatea echivalentă, în mm.

2. *Calculul termic al conductelor*

Considerînd conductele izolate, pierderile de căldură sînt:

$$Q = K \cdot A \cdot \Delta T \text{ [MW]},$$

Tabelul 2

Calculul aproximativ pentru $Z = f(l)$

	Formula de calcul	I gaze	II abur	II condensat	III apă fierbinte
λ	$0{,}111 \left(\frac{K}{d} \right)^{0{,}25}$	0,0111	0,012	0,034	0,025
ΔT_{agent}	$T_2 - T_1$	200	100		80
$n \cdot d$ [mm]	$n \frac{4G}{\rho \pi w}$	4 × 1000	375	114	2 × 200
G [kg/s]	$\frac{Q}{C_p \Delta T}$	100	10		65
10^6 Re	$\frac{w d}{\nu}$	0,532	2,6	0,4	1,36
$\frac{\Delta p}{l} \left[\frac{\text{N}}{\text{m}^3} \right]$	$\lambda \frac{\rho}{d} \frac{w^2}{2}$	4,15	43	143	239
$Z \left[\frac{\$}{\text{an}} \right]$	$c_1 \cdot d \cdot l + \frac{c_2}{\eta_e} d \cdot l \lambda \rho w^3$	94 l	22 l + 110 000		11,5 l + 70 000
Mărimi adoptate	K [mm]	0,1	0,2	1	0,5
	W[m/s]	2,5	30	1	2
	p[bar]	1,5	6	1	4
	ρ [kg/m^3]	1,2	3	958	958
	$10^6 \nu$ [m^2/s]	47	4	0,298	0,295

n este numărul de conducte

p — presiunea agentului termic.

în care

A este suprafaţa totală;

T — căderea de temperatură $= T_{agent} - T_{aer\ ambiant}$;

K — coeficient global de transfer termic prin peretele conductei, W/m².°C

$$K = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{\delta}{\lambda} + \frac{1}{\alpha_2}},$$

α_1 — coeficientul de transfer termic de la fluid la peretele metalic;

α_2 — idem, de la izolaţie la aer;

δ — grosimea stratului izolant;

λ — conductivitatea termică a izolaţiei alese.

Influenţa lui α_1 şi α_2 fiind foarte mică în comparaţie cu λ, în calcule practice ele se pot neglija. În acest caz valoarea lui K va fi:

$$K = \frac{\lambda}{\delta}$$

Izolînd conductele cu un strat de 40 mm vată de sticlă, se obţine:

$$K = \frac{0{,}108}{0{,}04} = 2$$

$A = n\,\pi\,d\,l$ (n este numărul de conducte)

Tabelul 3

Calculul variantelor de termoficare

	I gaze	II abur	III apă fierbinte
$\Delta Q = Kn\pi d\,l\,\Delta T$ ΔQ [MW]; l [km]	7,5 l	0,46 l	0,25 l
$q = Q - \Delta Q$ [MW]	20−7,5 l	20 − 0,46 l	20 − 0,25 l
$q\left[\frac{\text{TJ}}{\text{an}}\right]$	520−195 l	520 − 12 l	520 − 6,5 l
$C_q\left[\frac{\text{mii \$}}{\text{an}}\right]$	520−195 l	520 − 12 l	520 − 6,5 l
$B = C_q - Z\left[\frac{\text{mii \$}}{\text{an}}\right]$	520−289 l	410 − 34 l	450 − 18 l
l_{max} [km] [caz $B = 0$]	1,8	12	25
Raza de acţiune $R = 0{,}7\ l$	1,25 km	8,5 km	17,5 km

S-a admis ca preţ de căldură 1000 $/TJ. Figurile 19 şi 20 reprezintă aceste rezultate.

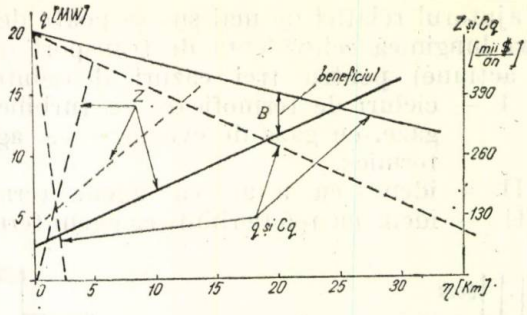


Fig. 19. Curbele Z, q şi $C_q = f(L)$

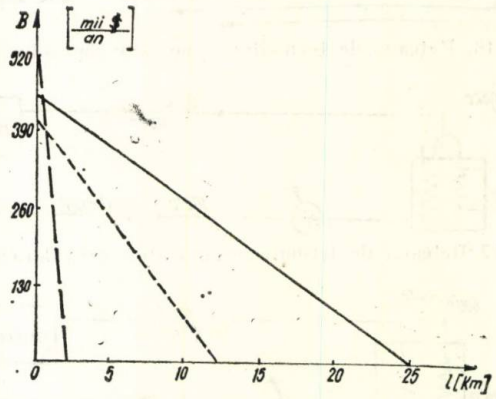


Fig. 20. Beneficiul anual în funcţie de lungimea conductei.
apă fierbinte
gaze
abur

Observaţii

1. Pentru consumatori la distanţă mai mică decît 1 km, se recomandă reţeaua de gaze, iar pentru distanţe mai mari, între 1 — 25 km, se foloseşte ca agent termic apa fierbinte. Aburul se foloseşte în scopuri industriale.

2. Se recomandă folosirea reţelei de gaze pentru nişte consumatori speciali, şi anume acolo unde nu este pericolul scurgerii gazelor, de exemplu:
— încălzirea depozitelor, garajelor etc.
— încălzirea complexelor mari de sere legumicole şi în general a consumatorilor tehnologici.

Concluzii

1. Folosirea diferitelor metode clasice de mărire a randamentului (preîncălzirea aerului, ridicarea temperaturii de ardere, coborîrea temperaturii de aspiraţie, fracţionarea destinderii şi comprimării) nu permite creşterea lui peste $\eta = 20 - 30\%$, rezultînd o cantitate de căldură nefolosită $Q = 30 - 50\%$ din energia iniţială a combustibilului, ceea ce reprezintă $\bar{Q} = 5000 - 1000$ kJ/kWh.

2. Termoficarea este o metodă importantă pentru recuperarea acestei călduri, al cărei randament este:

$$\eta_{ITGT} = 70 - 90\ \%$$

3. Pentru ITG cu termoficare se pot folosi turbinele ieftine (cu randament redus).

4. Producerea combinată a căldurii şi energiei electrice aduce economii de exploatare de 30 — 40%.

5. În funcție de distanța de transport a căldurii se folosesc următoarele sisteme :

Distanța	Rețea
1 km	gaze de evacuare
1...25 km	apă caldă
industrial	abur

Bibliografie

[1] Stăncescu, I. D. *Bazele tehnice și economice ale termoficării*, 1967.

[2] Burducea, C. *Conducte și rețele termice.*

[3] XXX *Manualul inginerului termotehnician.*

[4] Feldmann, V. *Măsuri practice generale de economisire a combustibilului și căldurii în industrie.*

[5] *Gas turbines with heat recovery for peaking and district heating. Diesel and Gas turbines progress* (sept. 1970).

(Articol intrat în redacție la 19 iunie 1976)

Aspecte ale fiabilității întreruptoarelor automate de înaltă tensiune*)

Dr. ing. **V. Panaite****

Calitatea serviciului rețelelor de înaltă tensiune depinde foarte mult de fiabilitatea întreruptoarelor automate.

La aceste aparate, noțiunea de fiabilitate necesită anumite precizări, în absența cărora apare riscul unor interpretări confuze. De asemenea, determinarea fiabilității ridică o serie de probleme fie de natură tehnică, la care cu greu se găsesc soluții acceptabile, fie de natură teoretică, ale cărei soluții sînt încă insuficient verificate practic.

Lucrarea urmărește să pună în evidență problemele mai importante și să prezinte aspectele semnificative practice și teoretice ale fiabilității la întreruptoarele automate de înaltă tensiune.

1. Implicațiile noțiunii de fiabilitate la întreruptoarele automate

În general noțiunea de fiabilitate are două aspecte :

a) aspectul calitativ — reprezentînd aptitudinea produsului de a îndeplini funcțiile impuse în condiții date de-a lungul unui timp dat ;

b) aspectul cantitativ — reprezentînd probabilitatea îndeplinirii misiunii în condiții date pe o anumită durată.

În domeniul întreruptoarelor de înaltă tensiune există preocupări în direcția creșterii fiabilității, sub aspectul calitativ, de foarte mult timp, fiind de altfel, ca și în alte domenii, anterioare apariției termenului de fiabilitate.

Diversele soluții constructive de întreruptoare, cu ulei, cu aer comprimat, cu apă, cu SF_6 etc., nu reprezintă decît materializarea preocupărilor de îmbunătățire a comportării în diferite condiții de exploatare date.

Fiabilitatea, care a întîlnit în electronică mai puține dificultăți teoretice sau practice, se izbește în domeniul întreruptoarelor automate de o serie de obstacole, care explică în mare parte rezerva cu care este întîmpinată de specialiști caracteristica de fiabilitate. Încercări experimentale în acest domeniu sînt foarte reduse, în general inexistente, iar singurele informații referitoare la anumiți parametri, cum ar fi rata defectărilor sau durata medie de viață, atît în țara noastră cît și în străinătate, sînt furnizate de exploatare, adică privite din punctul de vedere al funcționării sistemului energetic și neinterpretabile pentru constructor.

Caracteristica de fiabilitate astfel stabilită are un aspect istoric, în sensul că se referă la trecutul întreruptorului. Dacă se urmărește ca fiabilitatea să intervină ca un factor activ al creșterii calității serviciului, este necesar ca informațiile respective să poată fi extrapolate în sensul de previziune sau de estimarea comportării ulterioare, lucru la care se poate ajunge numai printr-o susținută preocupare, în special a constructorului, și o colaborare permanentă și deschisă a beneficiarului pe linia furnizării de informații și date necesare.

Particularitățile noțiunii de fiabilitate la întreruptoarele automate sînt legate de diversele funcții pe care trebuie să le asigure. Astfel întreruptorul automat are un rol de comandă și altul de protecție. Anumite funcții, ca stabilirea și întreruperea unui curent, sînt legate de o manevră a întreruptorului (comutație), iar alte funcții, ca izolarea sau conducerea curentului, nu presupun nici o manevră, ci sînt legate de o anumită poziție a întreruptorului, „deschis" sau „închis". Aceste funcții trebuie să le îndeplinească în condițiile unor solicitări combinate (electrice, mecanice și climatice) și cu o mentenanță cît mai redusă [1], [3], [6], [7].

*) Lucrare prezentată la sesiunea de comunicări științifice a Facultății de electrotehnică din Craiova și Institutul de cercetări și proiectări „Electroputere" — Craiova, în noiembrie 1976.

**) Dr. ing. Valeriu Panaite este conferențiar la Facultatea de electrotehnică, Institutul politehnic București.

În cazul unui sistem energetic, funcționarea unui întreruptor la o avarie este provocată de defectarea altui element. Funcționarea sa face ca un defect uneori minor să nu se transforme într-unul catastrofic.

Conform conținutului noțiunii de fiabilitate la întreruptoarele automate, este necesar să se precizeze ce se înțelege prin funcționare în condiții impuse, natura și mai ales succesiunea solicitărilor. La un întreruptor automat se știe că durata de viață este limitată atît de timp, cît mai ales de numărul ciclurilor de comutație. De cele mai multe ori se consideră însă ca variabilă aleatorie numai numărul ciclurilor de comutație. Dar numărul cumulat al ciclurilor de comutație depinde foarte mult de valoarea curentului. În ce raport trebuie să se afle numărul comutațiilor la sarcină nominală și la capacitatea de rupere? Beneficiarul în general este mai bine plasat pentru a răspunde corect la această întrebare, care este absolut necesară unei interpretări realiste a noțiunii de fiabilitate. Într-o anumită corelație apare și problema încercărilor la care sînt supuse întreruptoarele automate de înaltă tensiune.

În prezent există o serie de încercări tradiționale care se efectuează asupra întreruptoarelor în stare nouă, dar care nu pot asigura că stăpînesc fiabilitatea.

Se simte tot mai acut nevoia abordării acestor probleme din punctul de vedere al fiabilității, cu atît mai mult cu cît exigențele în această direcție în domeniul întreruptoarelor de înaltă tensiune sporesc continuu. De exemplu, întîlnim la anumite întreruptoare tripolare la 220 kV un număr de 12 pînă la 18 contacte mobile, la 400 kV între 12 și 24, iar la 750 kV circa 100 contacte mobile. Se estimează că la întreruptoarele de 1200 kV sau 1500 kV numărul total al contactelor mobile ar putea depăși cifra de 200. Se știe că o fiabilitate constantă pe elemente conduce la o fiabilitate pe ansamblu cu atît mai mică cu cît numărul elementelor componente este mai mare. În consecință, realizarea întreruptoarelor la actualul nivel de fiabilitate va fi considerată nesatisfăcătoare. Pe de altă parte, exploatarea are interes ca să pretindă întreruptoarelor o fiabilitate mai mare, cu cît tensiunea este mai ridicată, deoarece gravitatea consecințelor unei întreruperi a energiei furnizate crește cu tensiunea.

2. Solicitările întreruptoarelor

2.1. *Considerații generale*

În general problemele mai importante ale fiabilității întreruptoarelor de înaltă tensiune se referă la următoarele domenii :

— încercări ;
— funcționare-mentenanță ;
— construcție și fabricație.

În toate aceste cazuri sînt implicate, într-o formă sau alta, solicitările particulare cărora trebuie să le facă față întreruptorul.

Cunoașterea solicitărilor reale este una dintre problemele fundamentale care condiționează soluția constructivă, definește încercările și precizează noțiunea de fiabilitate.

Uzura și defectările reprezintă consecințele directe ale solicitărilor. În cazul întreruptoarelor automate este necesar să se analizeze solicitările atît în una din pozițiile normale (închis sau deschis), cît și în timpul procesului de comutație, procesul defectărilor fiind diferit. Pare paradoxal, dar mecanismul întreruptoarelor chemat să funcționeze sigur și la intervale foarte mari (de ordinul lunilor) ridică probleme mai dificile decît un mecanism cu frecvență ridicată de acționare.

Solicitările trebuie, de asemenea, analizate și prin prisma condițiilor climatice și de mediu. Cunoașterea solicitărilor reale, descrierea statistică a acestora, este deosebit de importantă pentru definirea unui program de încercări de fiabilitate semnificative și pentru corelarea acestora cu defectările.

2.2. *Solicitări dielectrice*

Spre deosebire de alte domenii, cum ar fi cel al transformatoarelor sau al mașinilor electrice, se poate spune că fenomenul de uzură în timp (îmbătrînire) a izolației la întreruptoare este foarte slab. Solicitări apreciabile apar însă legate de procesul de comutație. Se știe cît de importante sînt pentru comportarea întreruptoarelor o serie de fenomene care apar la comutația în gol, la sarcini mici inductive, în opoziție de fază și după tipul întreruptorului, în cazul defectului evolutiv sau al defectului kilometric [4].

Solicitările dielectrice trebuie de asemenea corelate și cu alte tipuri de solicitări, pentru a stabili comportarea reală a întreruptorului.

2.3. *Solicitări mecanice*

Solicitările mecanice, deși prezintă multe dificultăți analitice, totuși imaginea lor este mai clară și pot fi reprezentate mai fidel în cadrul încercărilor.

Pentru uzura mecanică, normele garantează la aparatele în stare nouă un număr de 1000 manevre. Există tendința pe plan internațional de a crește acest număr la 5000 sau chiar 10 000 de manevre și preocupări în această direcție sînt și în țara noastră.

Mecanismele întreruptoarelor sînt formate în general din foarte multe elemente componente. Cu cît numărul acestora este mai mare, cu atît fiabilitatea fiecărui component trebuie să fie mai ridicată pentru a realiza un anumit nivel de fiabilitate al mecanismului.

Analiza defectărilor poate arăta care sînt componentele care cedează mai ușor în timpul funcționării. Anumite cercetări statistice [6],

[11] au arătat că pe o anumită durată de timp aproximativ 80% din numărul defectărilor la întreruptoare sînt de natură mecanică. În esență un întreruptor este un dispozitiv mecanic de comutație la care rata defectărilor $z(t)$ poate avea o variație conform figurii 1.

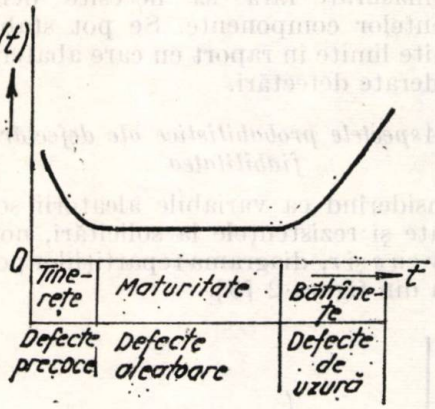


Fig. 1

Este necesar să se estimeze perioada de rodaj care poate fi parțial efectuată la constructor. Necesitatea acestor manevre de rodaj s-a constatat și la aparatajul de joasă tensiune la Întreprinderea „Electroaparataj"-București. Numărul mare de defecte de natură mecanică arată că și specificațiile actuale din norme referitoare la încercările mecanice nu pot fi considerate ca satisfăcătoare. Soluția creșterii numărului de manevre spre care se tinde în prezent trebuie privită cu anumite precauții pentru a nu produce uzura unor organe la constructor mai mare decît cea din exploatare.

În prezent se constată că defectele precoce ale întreruptoarelor sînt eliminate în cursul primilor ani de serviciu, după care rata defectărilor ar trebui să oscileze în jurul unui palier constant (fig. 1).

2.4. *Uzura electrică*

Solicitările electrice sînt mult mai dificil de determinat decît cele mecanice depinzînd de foarte mulți parametri.

La întreruptoarele cu ulei puțin, stingerea arcului depinde de curentul întrerupt și de momentul întreruperii.

În exploatare este foarte greu și practic imposibil de stabilit la fiecare comutație acești parametri. Se poate folosi ca un indicator al solicitărilor de uzură electrică suma curenților cumulați întrerupți exprimată în kA. Analiza acestor solicitări permite și stabilirea unor reguli de întreținere (mentenanță). De multe ori se ia ca termen de referință numărul manevrelor în gol. Astfel, pentru un curent întrerupt I, numărul echivalent n de manevre în gol se poate stabili cu relația:

$$n = 300\left(\frac{I}{I_r}\right)^{1,5}, \qquad (1)$$

unde I_r reprezintă capacitatea de rupere simetrică (valoare efectivă) corespunzătoare tensiunii nominale. În general se prevede o operație de întreținere atunci cînd n atinge valoarea de 900, ceea ce corespunde la trei întreruperi de curent la capacitatea de rupere nominală [14].

Relația (1) se bazează pe constatarea [6] că masa de metal m, consumată la întreruperea unui curent de valoare instantanee i, este:

$$m = a\int_0^{t_a} i^{\alpha}\,dt \qquad (2)$$

unde coeficientul a depinde de o serie de parametri, printre care:

— caracteristicile fizice ale materialului de contact;

— mediul de stingere;

— condițiile de stingere (direcția suflajului).

Exponentul α depinde de material și este cuprins între 1,5 și 2,3, iar t_a reprezintă durata arcului electric.

Pe baza acestei relații se poate calcula pierderea de material pentru diferitele condiții de rupere.

În cazul întreruperii unui curent monofazat simetric cuprins între 0,1 I_r și I_r, consumul de metal poate fi dat de relația:

$$m = M\left(\frac{I}{I_r}\right)^{1,5}, \qquad (3)$$

unde M este consumul de metal la capacitatea de rupere nominală.

La întreruptoarele cu ulei puțin are loc, la fel ca și la contacte, o eroziune a camerei de stingere la fiecare întrerupere de curent.

Eroziunea se dezvoltă în direcția suflajului jetului de ulei. Această eroziune este mult mai redusă decît la contacte și pe durata de viață a unui întreruptor se constată că înlocuirea contactelor se face de mai multe ori pînă se simte necesară și înlocuirea camerei de stingere. De asemenea, întreruperea este însoțită de o vaporizare și descompunere a uleiului evacuat astfel parțial în exterior. Consumul de ulei m_u depinde în primul rînd de energia degajată în arc, iar în cazul întreruperii unui curent simetric I se poate scrie relația:

$$m_u = M_u \frac{I}{I_r}\left(\frac{t_a}{t_0}\right)^2, \qquad (4)$$

unde

M_u este masa de ulei consumată în prima alternanță la puterea nominală de rupere simetrică I_r;

$t_0 = \dfrac{1}{2f_0}$ — durata unei semiperioade;

t_a — durata arcului electric.

Consumul de ulei crește cu valoarea curentului întrerupt și cu durata de ardere a arcului electric. Se constată că există o valoare critică a curentului ($I_{cr} \simeq 0{,}6\ I_r$), la care durata de ardere a arcului este maximă și la care consumul de ulei este aproximativ egal cu cel corespunzător capacității de rupere nominală. Pentru un domeniu al curentului întrerupt $I \leqslant I_{cr}$, consumul de ulei este proporțional cu puterea 1,5 :

$$m_u = k_1 M_u \left(\frac{I}{I_{cr}}\right)^{1,5}, \qquad (5)$$

unde $k_1 = 2 \div 3$. Pentru domeniul $I_{cr} < I < I_r$, valoarea medie a consumului de ulei este

$$m_u = (1 \div 4)\ M_u$$

Un alt efect al arcului electric la întreruptoarele cu ulei îl reprezintă degradarea uleiului. Rigiditatea dielectrică scade de la o valoare inițială superioară valorii de 150 kV/cm la cea de 80 kV/cm, încă de la primele deconectări. În continuare scăderea cu numărul ruperilor este foarte lentă și experiența arată că după un număr mare de manevre uleiul încă își menține caracteristicile sale de mediu izolant și de stingere.

În cazul solicitărilor variate, Weibull a propus un model matematic care face legătura dintre durata de viață t_1 la solicitarea S_1 și durata de viață t_2 la solicitarea S_2

$$\left(\frac{t_1}{t_2}\right) = \left(\frac{S_2}{S_1}\right)^m, \qquad (6)$$

unde exponentul m necesită o determinare experimentală.

Din relațiile prezentate se observă că expresia (1), care stă la baza intervalului de întreținere, este similară cu (3) și (5), reprezentînd astfel un anumit nivel de uzură pentru contacte, cameră de stingere, ulei și alte componente considerate global și care necesită operații de mentenanță.

3. Defectările întreruptoarelor

3.1. *Probleme generale*

Caracterizarea fiabilității presupune o bună definire și o corectă clasificare a defectărilor, însușită atît de constructor cît și de beneficiar, formînd baza unor informații sigure și a unei diferențieri reale între defecte.

Există diferite criterii de clasificare și comitetele de studii CIGRE și CEI au prezentat în ultimii ani proiecte de definiții și clasificări. Această problemă își găsește rezolvarea însă numai pe baza unei analizei a defectărilor apărute în serviciu, analiză care trebuie să constituie și punctul de plecare al stabilirii unor programe de încercări care să reproducă mai bine repartiția defectărilor din exploatare.

O altă problemă importantă o formează criteriile de defectare. Unele caracteristici de funcționare (caracteristicile parametrice) pot fi ușor măsurate fără să necesite demontarea elementelor componente. Se pot stabili astfel anumite limite în raport cu care abaterile pot fi considerate defectări.

3.2. *Aspectele probabilistice ale defectărilor — fiabilitatea*

Considerînd ca variabile aleatorii solicitările aplicate și rezistențele la solicitări, notate respectiv cu s și r, diagrama repartițiilor poate avea forma din figura 2 [5].

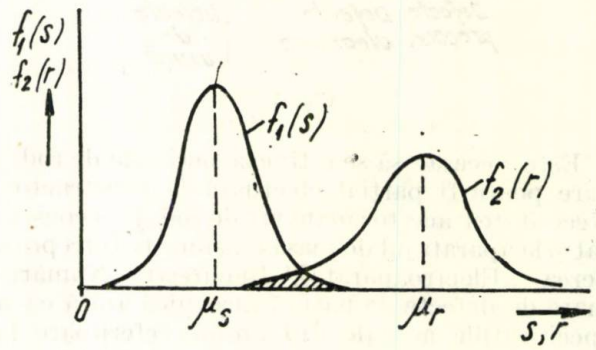


Fig. 2

Defectarea se produce atunci cînd valoarea solicitării efective aplicate este mai mare decît valoarea rezistenței la solicitări. Zona intersecției celor două repartiții reprezintă zona probabilității de apariție a defectelor. O separare (îndepărtare) a repartițiilor reduce probabilitatea de apariție a defectelor, dar reprezintă o supradimensionare la solicitările aplicate.

În general, nivelul solicitărilor este inferior nivelului rezistenței la solicitări și această situație se estimează cu ajutorul unui factor de siguranță dat de raportul :

$$k = \frac{\text{rezistența la solicitări}}{\text{solicitarea aplicată}} = \frac{r}{s}$$

Probabilitatea apariției unui defect este egală cu probabilitatea :

$$Prob\ (r < s) = Prob\left(\frac{r}{s} < 1\right)$$

Fiabilitatea va fi dată de probabilitatea

$$R = Prob\ (r > s) = Prob\left(\frac{r}{s} > 1\right)$$

În cazul unei repartiții normale pentru s și r, adică

$N(\mu_s, \sigma_s)$ și $N(\mu_r, \sigma_r)$ unde μ_s și μ_r sînt valorile medii ale solicitărilor și rezistențelor la solicitări, iar σ_s și σ_r sînt abaterile standard, se știe că diferența $r - s = x$ este de asemenea o variabilă normală cu media $\mu_x = \mu_r - \mu_s$ și cu abaterea standard $\sigma_x = \sqrt{c_r^2 + \sigma_s^2}$.

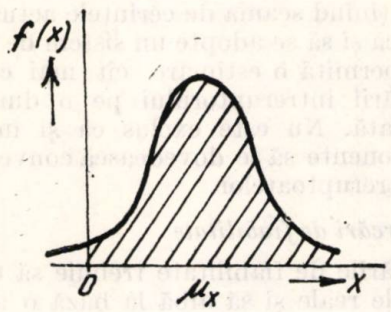


Fig. 3

Fiabilitatea este egală cu probabilitatea ca diferența $(r - s)$ să fie pozitivă $(x > 0)$ și este reprezentată de suprafața hașurată din figura 3. $(R = Prob.\ (x > 0))$.

Pentru a putea utiliza valorile tabelate ale legii normale se trece la variabila redusă:

$$z = \frac{x - \mu_x}{\sigma_x}$$

reprezentată grafic în figura 4.

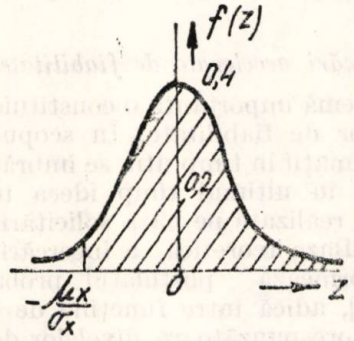


Fig. 4

Fiabilitatea va fi dată de relația:

$$R = Prob.\left(z > -\frac{\mu_x}{\sigma_x}\right) = 1 - F\left(-\frac{\mu_x}{\sigma_x}\right). \quad (7)$$

unde F este funcția Laplace.

Ca exemplu, dacă se fixează fiabilitatea la valoarea $R \geqslant 0{,}9772$, atunci, conform tabelelor funcției Laplace, $\frac{\mu_x}{\sigma_x} \geqslant 2$. În această condiție, între solicitări și rezistența la solicitări trebuie să existe o relație de forma:

$$\frac{\mu_x}{\sigma_x} = \frac{\mu_r - \mu_s}{\sqrt{\sigma_r^2 + \sigma_s^2}} > Z$$

Factorul de siguranță limită se poate considera în cazul repartiției normale:

$$k_1 = \frac{\mu_r - 3\sigma_r}{\mu_s + 3\sigma_s}$$

În cazul unei repartiții oarecare, reprezentînd zona comună celor două repartiții, conform figurii 5, probabilitatea unei solicitări s_1 este

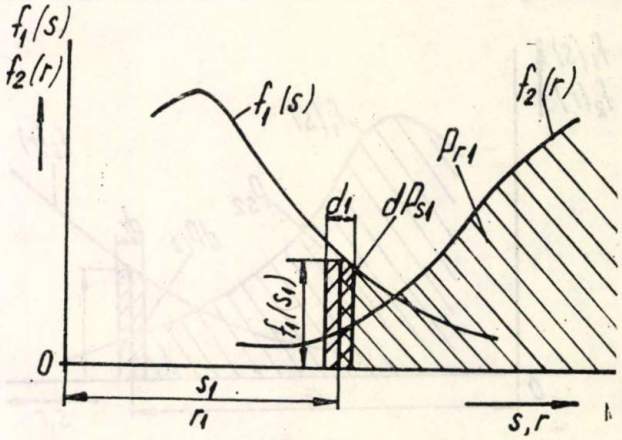


Fig. 5

egală cu aria elementului diferențial d_s (hașurată), adică:

$$Prob\left(s_1 - \frac{ds}{2} > s_1 < s_1 + \frac{ds}{2}\right) = f_1(s)\,ds = dP_{s_1}.$$

Probabilitatea unei rezistențe la solicitări $r > s_1$ este:

$$Prob\,(r > s_1) = \int_{r=s_1}^{\infty} f_2(r)\,dr = Pr_1$$

Considerînd că se aplică solicitarea s_1 și că elementul rezistă $(r > s_1)$, rezultă că fiabilitatea corespunzătoare solicitării s_1 este dată de produsul celor două probabilități (probabilitatea intersecției):

$$dR = P_{r_1} \cdot dP_{s_1}$$

Fiabilitatea va fi egală cu probabilitatea ca rezistența la solicitări să fie superioară tuturor solicitărilor posibile s:

$$R = \int_0^{\infty} P_{r_1}\,dP_{s_1} = \int_0^{\infty} f_1(s)\left[\int_{s_1}^{\infty} f_2(r)\,dr\right]ds \quad (8)$$

Se poate face același raționament considerînd o rezistență la solicitări r_2 (fig. 6), iar fiabilitatea va fi dată de probabilitatea ca solicitarea aplicată să fie inferioară tuturor valorilor r_2:

$$R = \int_0^{\infty} P_{s_2} \cdot dP_{r_2} = \int_0^{\infty} f_2(r)\left[\int_0^{r_2} f_1(s)\,ds\right]dr \quad (9)$$

4. Aspecte ale determinării fiabilității

4.1. *Dificultăți și probleme actuale*

Una dintre dificultățile cele mai mari o reprezintă problema posibilității de verificare sau de determinare a fiabilității.

În prezent, comportarea în serviciu este esențială pentru studiul fiabilității, dar se constată că durata medie de viață a unui întreruptor de înaltă tensiune este de circa 20

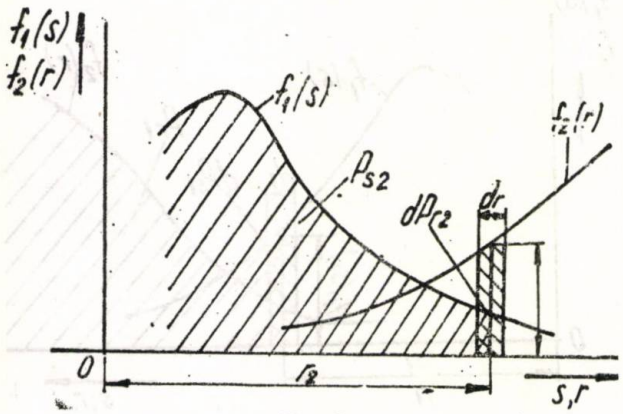


Fig. 6

de ani, fiind astfel superioară cu mult perioadei de fabricație, care se consideră a fi de 4—5 ani, după care apar în general alte soluții constructive. Fiabilitatea în acest caz poate să intereseze, de exemplu, din punctul de vedere al consemnării evoluției siguranței sistemului energetic. Pentru constructor, fiabilitatea în asemenea condiții nu trezește nici un ecou, neputînd nici măcar să o compare cu fiabilitatea întreruptorului existent în fabricație a cărui comportare urmează a fi stabilită tot după o perioadă foarte îndelungată.

Pe de altă parte, solicitările la care sînt supuse întreruptoarele în exploatare sînt total diferite și dependente de parametrii electrici ai rețelei, de condițiile de exploatare locale etc., fapt care face ca interpretarea statistică a datelor fără o corelație dintre solicitările diferite să fie cu totul aproximativă. Din aceste motive, atenția specialiștilor din domeniul aparatelor de înaltă tensiune se îndreaptă spre încercările de laborator, care să dea o imagine asupra fiabilității și să reprezinte un sistem de referință.

Aceste încercări însă ridică o serie de probleme dificile, printre care menționăm următoarele :

— stabilirea unui program de încercări de fiabilitate ;

— instalații adecvate de încercări ;

— stabilirea unor echivalențe între programul încercărilor și anumite domenii de utilizare.

Se știe că toate normele naționale sau internaționale în vigoare, referitoare la întreruptoare, conțin metode de încercări pe baza cărora se verifică performanțele electrice și mecanice ale aparatelor cînd acestea sînt în stare nouă și curată, dar nici un tip de încercare existent nu poate să ateste dacă performanțele stabilite vor fi menținute pe parcursul a 20 sau 30 de ani de serviciu. Încercările clasice sînt departe de a furniza informații în această direcție. Este necesar, ținînd seama de cerințele actuale, să se definească și să se adopte un sistem de încercări care să permită o estimare cît mai corectă a comportării întreruptorului pe o durată mai îndelungată. Nu este exclus ca și încercările pe componente să se dovedească convenabile în cazul întreruptoarelor.

4.2. *Încercări de fiabilitate*

Încercările de fiabilitate trebuie să modeleze solicitările reale și să aibă la bază o analiză a condițiilor și a defectărilor din exploatare. Este necesar să se reproducă condițiile climatice, variația bruscă de temperatură, șocurile termice, dielectrice, solicitările combinate — pătrunderea apei și încercări de funcționare la frig și la cald etc. Succesiunea încercărilor este de asemenea importantă în modelarea condițiilor din exploatare.

Preocupări în această direcție există de mai mulți ani și se simte în prezent tot mai mult necesitatea adoptării unor asemenea încercări care să constituie un nivel de referință. Criteriul de apreciere a corectitudinii programului de încercări îl poate reprezenta repartiția defectelor.

4.3. *Încercări accelerate de fiabilitate*

O problemă importantă o constituie și durata încercărilor de fiabilitate. În scopul obținerii unor informații în timp util, se îmbrățișează tot mai mult în ultimul timp ideea încercărilor accelerate realizate pe baza solicitărilor forțate (sporite). Baza teoretică a încercărilor accelerate o formează postulatul probabilităților egale [10], adică între funcțiile de defectare F_x și F_y, corespunzătoare nivelelor de solicitări X, Y, și duratele încercărilor t_1, t_2 trebuie să existe egalitatea :

$$F_x(t_1) = F_y(t_2) = Q. \qquad (10)$$

Variația funcției defectărilor se prezintă pentru cele două tipuri de solicitări, X și Y, ca în figura 7.

Dacă pentru toate valorile pozitive ale lui t există inegalitatea

$$F_x(t) < F_y(t),$$

spunem că Y constituie o solicitare forțată în raport cu X :

$$Y > X$$

La o anumită valoare Q a probabilităţii de defectare la solicitarea X, corespunde durata t, iar la solicitarea Y durata τ (fig. 7). Este evi-

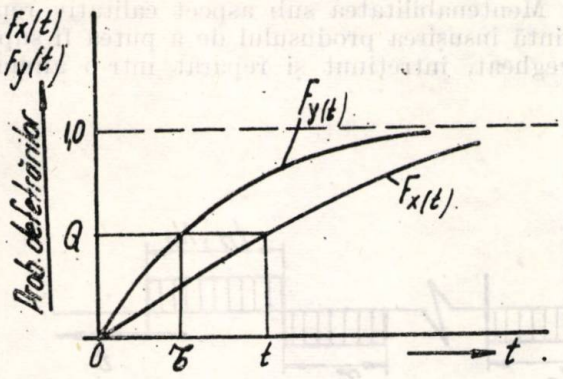


Fig. 7

dent că pentru fiecare t există o valoare corespunzătoare τ :

$$t = g(\tau) \tag{11}$$

Se poate scrie :

$$F_y(\tau) = F_x(t) = F_x[g(\tau)]$$

Funcţia $g(\tau)$ astfel definită şi denumită „funcţia de accelerare" este o funcţie monoton crescătoare, avînd proprietăţile :

$$\left.\begin{aligned} g(0) &= 0 \\ \lim_{\tau\to\infty} g(\tau) &= \infty \end{aligned}\right\} \tag{12}$$

Pornind de la o funcţie de repartiţie la solicitări forţate $F_y(\tau)$, se poate analiza problema repartiţiei defectărilor la solicitările normale X cu ajutorul funcţiei de accelerare.

Se face, de asemenea, observaţia importantă că se poate stabili o funcţie de accelerare (de echivalenţă) şi între comportarea întreruptorului în laborator şi în serviciu.

Funcţia de accelerare se poate stabili cunoscînd legea de repartiţie a defectărilor.

Considerînd ca exemplu funcţia defectărilor dată de legea Weibull :

$$F = 1 - e^{-\left(\frac{t-\gamma}{\eta}\right)^{\beta}}$$

Funcţia de accelerare $g(\tau)$ se obţine pornind de la relaţiile

$$F_x(t) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{t}{\eta_x}\right)^{\beta_x}\right]$$

$$F_y(\tau) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\tau}{\eta_y}\right)^{\beta_y}\right],$$

unde parametrul $\gamma = 0$.

Îndeplinind condiţiile postulatului probabilităţilor egale : $F_x(t) = F_y(\tau)$, se scrie relaţia :

$$\left(\frac{t}{\eta_x}\right)^{\beta_x} = \left(\frac{\tau}{\eta_y}\right)^{\beta_y}$$

De aici se obţine expresia funcţiei de accelerare :

$$t = g(\tau) = \frac{\eta}{(\eta_y)^{\beta_y/\beta_x}} \cdot \tau^{\frac{\beta_y}{\beta_x}} = c\tau^m, \tag{13}$$

unde c şi m sînt constante stabilite experimental.

Pentru cazul $\beta_x = \beta_y = 1$ (cazul legii exponenţiale simple) funcţia de accelerare se reduce la forma liniară :

$$g(\tau) = \frac{\eta_x}{\eta_y}\tau = k\tau \tag{14}$$

Conservarea legii de repartiţie se observă că nu reprezintă o condiţie suficientă pentru obţinerea unei funcţii de accelerare liniare. Invers, existenţa unei funcţii de accelerare liniară nu modifică legea de repartiţie.

5. Aspecte statistice legate de exploatarea întreruptoarelor

5.1. *Fiabilitatea operaţională*

În stadiul actual, informaţii care să permită o estimare a parametrilor de fiabilitate se pot obţine numai din exploatare. Acest lucru presupune o serie de acţiuni din partea întreprinderii constructoare şi o serie de obligaţii din partea beneficiarului. Rezolvarea unilaterală a problemei nu este posibilă.

În domeniul întreruptoarelor de înaltă tensiune există condiţii mult mai bune decît în alte domenii pentru a se obţine informaţii din exploatare, deoarece manevrele şi operaţiile de mentenanţă (întreţinere) sînt înregistrate, existînd reglementări bine puse la punct. O serie de măsuri, ca echiparea întreruptoarelor cu numărătoare de manevră şi consemnare şi a altor date necesare determinării fiabilităţii în exploatare (fiabilitatea operaţională), stabilite de comun acord între constructor şi beneficiar, ar asigura condiţiile unor interpretări acceptabile a comportării întreruptoarelor. De asemenea aceste informaţii ar sta şi la baza întocmirii unui program raţional de întreţinere şi înlocuire a pieselor uzate. În cazul unei exploatări bine urmărite se poate prelimina intervalul de revizie în mod raţional (relaţia (1)). De asemenea, anumiţi parametri statistici pot fi determinaţi [8]. Astfel, dacă considerăm cunoscută o diagramă a succesiunii ciclurilor de funcţionare şi de reparare a unui întreruptor, funcţio-

narea este caracterizată, așa cum s-a arătat, atît de timp, cît și de numărul manevrelor, conform figurii 8, unde:

$t_1, t_2, \ldots, t_n$ — duratele de funcționare;
$N_1, N_2, \ldots, N_n$ — număr de manevre;
$\tau_1, \tau_2, \ldots, \tau_n$ — duratele reparațiilor și reviziilor.

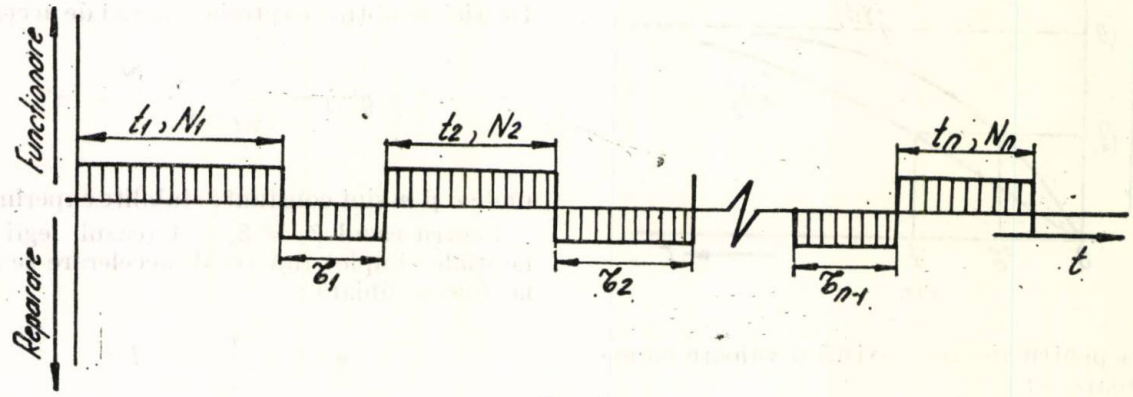


Fig. 8

Numărul manevrelor N_i efectuate în intervalul t_i reprezintă o valoare echivalentă stabilită funcție de intensitatea curentului la fiecare întrerupere conform relației (1).

Fiabilitatea reprezintă atît probabilitatea de a-și îndeplini misiunea într-o poziție oarecare pe o anumită durată de timp, cît și probabilitatea de a asigura un anumit număr de manevre.

În consecință, fiabilitatea va fi dată de produsul a două probabilități. În cazul unei repartiții exponențiale simple, fiabilitatea poate avea expresia:

$$R = e^{-\lambda_t \cdot t} \cdot e^{-\lambda_m N} = e^{-(\lambda_t + \frac{N}{t}\lambda_m)t} = e^{-(\lambda_t + f_m \cdot \lambda_m)t},$$

în care

$\lambda_t = \dfrac{n}{\sum_{i=1}^{n} t_i}$ este rata defectărilor în raport cu timpul;

$\lambda_m = \dfrac{n}{\sum_{i=1}^{n} N_i}$ — rata defectărilor în raport cu numărul de manevre;

$f_m = \dfrac{N}{t}$ — frecvența medie a manevrelor.

Media timpului de bună funcționare se poate defini prin relația:

$$MTBF = \frac{1}{\lambda_t + f_m \lambda_m}. \qquad (15)$$

5.2. *Mentenabilitatea și disponibilitatea întreruptoarelor*

Operațiile preventive sau curative necesare menținerii unui produs în stare de funcționare reprezintă mentenanța, în care se includ de asemenea și condițiile de acces, de interschimbabilitate, de stocaj de piese etc. Definiția apriorică a unei bune mentenanțe este dificil de dat, dar experiența este adesea cel mai bun ghid.

Mentenabilitatea sub aspect calitativ reprezintă însușirea produsului de a putea fi supravegheat, întreținut și reparat într-o anumită perioadă de timp în condiții specificate. Sub aspectul cantitativ, caracteristica de mentenabilitate reprezintă probabilitatea cu care un produs poate fi adus în stare de funcționare din momentul defectării într-o anumită perioadă de timp în condiții date.

Cu diagrama din figura 8 se poate defini media timpului de reparație [8]:

$$MTR = \frac{\sum_{i=1}^{n-1} \tau_i}{n-1} \qquad (16)$$

Valoarea inversă reprezintă rata reparației:

$$\mu = \frac{1}{MTR} \qquad (17)$$

Probabilitatea de a nu efectua reparația în timpul τ va fi, în cazul legii exponențiale, dată de relația $e^{-\mu\tau}$.

Mentenabilitatea reprezintă probabilitatea de repunere în funcțiune, și această funcție, care crește cu timpul, este dată de expresia:

$$M = 1 - e^{-\mu\tau} \qquad (18)$$

În procesul de reparație se poate ține seama și de efectul de „învățare", care modifică repartiția timpului de reparație, și în acest caz repartiția lognormală poate să fie mai apropiată de realitate. În acest caz, densitatea de repartiție este dată de relația:

$$u(\tau) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}\,\tau} e^{-\frac{(\log\tau - \mu)^2}{2\sigma^2}},$$

iar mentenabilitatea

$$M = 1 - \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \int_0^{\tau} \frac{1}{\tau} e^{-\frac{(\log\tau - \mu)^2}{2\sigma^2}} d\tau \quad (19)$$

unde σ reprezintă abaterea standard.

O altă noţiune, care începe să aibă o circulaţie tot mai mare în ultimul timp, este disponibilitatea avînd o sferă mai largă, incluzînd noţiunile de fiabilitate şi mentenabilitate.

Disponibilitatea reprezintă probabilitatea ca un produs să fie în stare de funcţionare la momentul t.

În timpul exploatării, la un moment t, considerăm că pot exista următoarele evenimente :

E_1 — produsul să fie în stare de funcţionare ;

$\bar{E}_1$ — produsul să fie defect ;

E_2 — produsul anterior defect a fost reparat şi este în stare de funcţionare.

Deci evenimentul E, care constă din buna funcţionare la momentul t, poate fi definit de evenimentele E_1, $\bar{E}_1$ şi E_2 cu relaţia :

$$E = E_1 \cup (\bar{E}_1 \cap E_2)$$

Probabilitatea evenimentului E reprezintă disponibilitatea A, adică :

$$Prob\ (E) = A = Prob\ [E_1 \cup (\bar{E}_1 \cap E_2)]$$
$$= P(E_1) + P(\bar{E}_1) \cdot P(E_2)$$

Dar probabilitatea evenimentului E_1 reprezintă fiabilitatea R, iar probabilitatea evenimentului E_2 este mentenabilitatea. Deci expresia disponibilităţii :

$$A = R + (1 - R)\, M. \quad (20)$$

Pentru un număr mare de cicluri de funcţionare (fig. 8) disponibilitatea poate fi determinată cu relaţia :

$$A = \frac{MTBF}{TBF + MTR} \quad (21)$$

sau

$$A = \frac{\mu}{\lambda_i + f_m\lambda_m + \mu} \quad (22)$$

6. Aspecte ale proiectării şi realizării fiabilităţii

6.1. *Fiabilitatea intrinsecă*

Fiabilitatea este considerată în primul rînd o problemă de concepţie. Se poate spune că locul unde se hotărăşte soarta fiabilităţii este proiectarea.

În cazul ansamblelor şi structurilor mecanice, calculul permite în stadiul de proiect să se definească o anumită soluţie după gradul de fiabilitate impus.

Concepţia de fabricaţie este de asemenea subordonată prescripţiilor de proiectare pe linia realizării unui anumit nivel de calitate impus.

Dar dacă fabricaţia nu poate ridica nivelul fiabilităţii peste cel proiectat, îl poate reduce însă foarte mult prin abaterile tehnologice, de material şi prin instabilitatea procesului de fabricaţie.

Din punctul de vedere al exploatării este chiar preferabilă menţinerea unei fabricaţii cu un nivel de calitate constant şi cu abateri în comportare reduse, în locul unei permanente modificări şi îmbunătăţiri a unor caracteristici care nu pot fi controlate uşor şi care conduc la dispersii mari în comportare.

Fiabilitatea conferită de fabricaţie depinde în primul rînd de conformitatea de execuţie în raport cu prototipul. Personalul de execuţie este bine să fie informat direct asupra consecinţelor pe care le au asupra funcţionării întreruptoarelor diversele erori de fabricaţie. Controlul de calitate are la rîndul său un rol hotărîtor în realizarea unui anumit nivel de fiabilitate, prin verificările conformităţii cu specificaţiile în diferitele etape ale procesului de fabricaţie şi printr-o responsabilă avizare a derogărilor.

6.2. *Aspectele economice ale fiabilităţii*

Fiabilitatea nu are nici o valoare dacă preocupările se opresc la determinarea unor parametri sau caracteristici de fiabilitate. Studiul fiabilităţii este justificat numai dacă proiectarea şi construcţia îşi fundamentează soluţiile ulterioare pe analizele defectelor şi pe cercetarea parametrilor de fiabilitate. Continuarea acestor preocupări incluzînd şi aspectele economice şi de mentenanţă poate asigura un ciclu de fabricaţie a calităţii în spirală.

Un anumit nivel al fabricaţiei se poate traduce în termeni economici.

În general costul unei instalaţii depinde nu numai de sumele investite, ci şi de cheltuielile de întreţinere şi de sumele imputabile în cazul nefuncţionării. În prezent sîntem departe de a stabili cu precizie o valoare optimă a fiabilităţii din punct de vedere economic. Se cunosc anumite expresii care indică corelaţia ce există între diferiţi termeni. Pentru întreruptoarele de înaltă tensiune, J. Teste [12] menţionează următoarea relaţie de calcul al costului dependent de fiabilitate :

$$P = I + \sum_{i=1}^{n} k_i\lambda_i(p_1 + p_2) \quad (23)$$

unde

I reprezintă investiţiile în materiale şi în mijloacele care asigură fiabilitatea intrinsecă ;

λ_i — numărul mediu al defectărilor prevăzute pe an. (Acest parametru caracterizează fiabilitatea) ;

p_1 — costul mediu de repunere în stare de funcţionare;

p_2 — costurile medii imputabile prin nefuncţionare;

k_i — coeficient de actualizare.

Investiţiile sînt de asemenea legate de fiabilitate, printr-o relaţie oarecare, $I = f(\lambda_i)$. Dacă se cunoaşte această relaţie şi se poate estima p_1 şi p_2, se obţine fiabilitatea optimă, care corespunde preţului de cost minim. În instalaţiile de înaltă tensiune, termenul $\Sigma\, k_i\, \lambda_i\, p_2$ poate deveni preponderent şi, în consecinţă, să condiţioneze şi investiţiile.

Concluzii

1. Evoluţia reţelelor electrice obligă la o creştere permanentă a fiabilităţii întreruptoarelor de înaltă tensiune.

2. Fiabilitatea interesează în aceeaşi măsură pe constructor şi pe beneficiar, dar problemele fiabilităţii nu pot fi rezolvate de o manieră satisfăcătoare separat de nici unul din ei. Este necesară în acest domeniu o colaborare strînsă pe linia informării, analizei solicitărilor şi defectelor din exploatare.

3. Actualele încercări ale întreruptoarelor automate de înaltă tensiune nu pot furniza nici o informaţie în ceea ce priveşte fiabilitatea. În general, defectele întîlnite în exploatare nu sînt constatate şi în cadrul încercărilor, ceea ce înseamnă că trebuie elaborate pentru fiabilitate alte tipuri de încercări.

4. Este necesară introducerea unor încercări de fiabilitate care să rupă cu tradiţia şi care să constituie o referinţă pentru toate regimurile particulare din exploatare, astfel încît problemele fiabilităţii să fie stăpînite prin încercări.

5. Pentru a conta pe o anumită fiabilitate, este necesar ca procesul tehnologic de fabricaţie să fie stabil şi să asigure menţinerea unui palier tehnologic de lungă durată. Nu este suficient pentru constructor să cunoască fiabilitatea, ci mai ales să stăpînească calitatea care să asigure o anumită fiabilitate.

6. Fiabilitatea poate fi determinată în urma unor eforturi, dar valoarea sa nu are nici o importanţă dacă nu este urmată de anumite concluzii economice şi de proiectare.

În final, autorul consideră că o discuţie între specialişti, constructori şi beneficiari se impune ca o necesitate în această etapă, fiind singura cale raţională şi eficace în vederea rezolvării problemelor de perspectivă pe care le ridică fiabilitatea întreruptoarelor automate de înaltă tensiune.

Bibliografie

[1] Cabane, E ş. a. *L'appareillage sûr et sans entretien.* În: RGE, 82, nr. 12, 1973, p. 788—795.

[2] Calabro, S. R. *Reliability principles and practices.* McGraw-Hill Book Comp., New,York, 1962.

[3] Gerbault, M. *Amélioration des performances dans la construction des postes de distribution.* În: RGE, 82, nr. 12, 1973, p. 802—806.

[4] Hortopan, Gh. *Aparate electrice.* Editura didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1972.

[5] Marcovici, C. *Utilisation des techniques de fiabilité en mécanique.* Ed. Techn. et Documentation, Paris, 1975.

[6] Michaca, R. şi Bosrrouvilh-Parege, C. *Essais destinés à améliorer la fiabilité des disjoncteurs à haute tension.* În: RGE, 80, nr. 4, 1971, p. 276—281.

[7] Michaca, R. ş. a. *Premiers éléments pour l'étude de la fiabilité des disjoncteurs à haute tension.* CIGRE — Raport nr. 13, 1971.

[8] Niculescu, D. *Siguranţa în funcţionare a maşinilor, aparatelor, utilajelor şi instalaţiilor tehnologice.* În: Calitatea producţiei şi metrologiei, II, 1973, nr. 1, 2, 3.

[9] Nitu, V. *Fiabilitatea instalaţiilor energetice.* Ed. Acad. R.S.R., Bucureşti, 1973.

[10] Namitcheichvili, O. *Postulat des probabilités égales et ses applications.* În: Fiabilité, nr. 13, 1973 p. 31—41,

[11] Pouard, M. *Fiabilité de l'appareillage à haute tension.* În: RGE, 80, nr. 4, 1971, p. 273—275.

[12] Teste, J. *La fiabilité.* În: Techniques — Merlin-Gérin, nr. 54, 1972, p. 6—15.

[13] *** *Normativ privind elementele de calcul al siguranţei în funcţionarea instalaţiilor energetice.* M.E.E. — Centrul de documentare energetică, Bucureşti, 1973,

[14] *** U. T. E. — *Norme MF C 64—100* — ed. 1963.

[15] STAS 3686/1—7/1974. *Întreruptoare pentru tensiuni alternative peste 1 kV.*

(Articol intrat în redacţie la 29 decembrie 1976)

Lucrările celei de-a 26-a sesiuni a CIGRE

(Paris 25 august — 2 septembrie 1976)

Între 25 august şi 2 septembrie 1976 a avut loc la Paris cea de-a 26-a Sesiune CIGRE, la care au participat circa 2 200 delegaţi din 50 de ţări. Lucrările sesiunii s-au desfăşurat în Palatul UNESCO.

În timpul sesiunii a avut loc şedinţa consiliului de administraţie vechi, adunarea generală a membrilor CIGRE, precum şi şedinţa consiliului de administraţie nou ales.

Delegaţii români au participat şi la alte manifestări cu caracter tehnic sau social-cultural.

În ziua de 25 august 1976 a avut loc şedinţa de deschidere a care a participat M. Legrand, comisar al guvernului, directorul Gazului, Electricităţii şi Cărbunelui din cadrul Ministerului Industriei şi Cercetării, ca reprezentant al guvernului francez; G. Jancke, preşedintele CIGRE; H. Meyer, preşedintele Comitetului tehnic al CIGRE; R. Pélissier, secretar general al CIGRE, precum şi reprezentanţi ai organizaţiilor care au legătură cu CIGRE, printre care Comisia Electrotehnică Internaţională, Comisia Internaţională a Marilor Baraje, Conferinţa Mondială a Energiei, Comisia Economică Europeană ONU, UNESCO etc.

Delegatul guvernului francez a arătat problemele actuale ale dezvoltării energetice din Franţa.

În cadrul şedinţei de deschidere, dr. C. Starr, preşedintele Institutului de cercetări energetice (EPRI) din S.U.A., a prezentat conferinţa: „Dezvoltarea economică. Economisirea şi electricitatea", în care a arătat necesitatea măsurilor pregătitoare pentru alimentarea cu energie în general şi energie electrică în special a consumatorilor, în contextul posibilităţilor de alimentare şi cererilor, pe baza analizei evoluţiei de pînă în prezent şi a previziunilor pînă în anul 2000, cu referire specială la situaţia din S.U.A. S-au arătat domeniile în care programul de cercetare şi dezvoltare este influenţat de această evoluţie. Conferinţa a prezentat un interes deosebit, conţinînd elemente ce pot fi folosite în proiectarea şi fundamentarea dezvoltării sistemelor energetice.

DESFĂŞURAREA LUCRĂRILOR SESIUNII PE GRUPE

În cele ce urmează se va prezenta desfăşurarea lucrărilor sesiunii pe grupe, în care se dă un rezumat al discuţiilor cu concluzii, aşa cum au fost stabilite în cadrul şedinţelor.

Secţia I — Echipamente

Grupa 11. Maşini rotative

Rapoartele prezentate au fost încadrate în trei problematici majore, şi anume:

1. Tehnologii noi şi experienţa în exploatarea marilor generatoare sincrone.

2. Regimuri anormale de funcţionare şi influenţa lor asupra proiectării şi exploatării generatoarelor în sistemele energetice.

3. Sisteme de excitaţie pentru marile generatoare sincrone: proiectare şi experienţă în exploatare.

În prima problematică au fost încadrate rapoartele 11.02, 11.04, 11.06, 11.09 şi 11.10.

Raportul 11.02 a prezentat noile concepţii ale constructorilor de mari generatoare sincrone din Anglia în ideea depăşirii actualelor limitări ale puterii acestora. Alternativele studiate sînt: generatoare fără crestături utilizînd conductoare care funcţionează la „temperatura camerei" şi generatoare cu înfăşurare de excitaţie supraconductoare. De asemenea s-a luat în considerare alternativa generatorului sincron inversat cu înfăşurarea de excitaţie supraconductoare în stator.

Experienţa constructivă şi de exploatare a arătat că generatoare cu diametre foarte mari se pot monta şi exploata fără a face rabat la toleranţele dimensionale. Prin utilizarea unei ventilaţii forţate cu aer sau prin răcire cu aer şi apă, o maşină de acelaşi tip şi de aceeaşi turaţie poate ajunge la 1000 MVA.

În a doua problematică a fost inclus un singur raport — 11.07.

Prin creşterea puterilor unitare a generatoarelor sincrone, părţile active ale maşinii sînt utilizate mai eficient şi mai aproape de limita admisibilă. Astfel, generatoarele devin foarte sensibile la funcţionări în regimuri anormale. În raport se prezintă influenţa regimurilor anormale de funcţionare asupra concepţiei de proiectare a maşinilor sincrone. Se analizează următoarele regimuri: funcţionarea în regim capacitiv, funcţionarea de scurtă şi lungă durată cu sarcină nesimetrică, funcţionarea în asincron şi funcţionarea cu efecte mecanice puternice (scurtcircuit etc.). Pentru fiecare dintre aceste regimuri se dau exemple de soluţii constructive, adoptate în diverse ţări pentru diminuarea efectelor negative ale acestora.

În a treia problematică au fost încadrate rapoartele 11.01, 11.03, 11.05 şi 11.08.

În Japonia sistemele de excitaţie cu tiristoare sînt utilizate în mod frecvent la marile generatoare-motoare sincrone datorită vitezei de răspuns deosebit de mari.

În raportul 11.01 sînt descrise şi analizate fenomenele de instabilitate la marile generatoare-motoare sincrone prevăzute cu excitaţie cu tiristoare şi se studiază influenţa elementelor funcţiei de transfer a regulatorului automat de tensiune (coeficient de amplificare, constante de timp etc.) asupra funcţionării stabile a maşinii.

În U.R.S.S. se utilizează sisteme de autoexcitaţie statică cu tiristoare (numai cu transformator-şunt sau şi cu transformator de compundaj), sisteme de excitaţie statică cu tiristoare alimentate de la o excitatoare de curent alternativ cuplată la arborele principal al maşinii. De asemenea, se utilizează sisteme de excitaţie fără perii pentru marile turbogeneratoare.

Grupa 12. Transformatoare

1. Primul dintre subiectele preferenţiale discutate în cadrul grupei 12 a fost:

Starea izolaţiei interne a transformatoarelor de putere, în special la unităţile de puteri mari şi tensiuni peste 220 kV, indicatori pentru apreciere şi metode de control pentru creşterea siguranţei de funcţionare, reducerea cheltuielilor în cazul unor deteriorări neplanificate.

Acest subiect a fost tratat în rapoartele 12—01; 12—02; 12-03; 12-05; 12-06 şi 12-09. Siguranţa de funcţionare a unui transformator în exploatare este dictată în primul rînd de starea iniţială a izolaţiei în momentul punerii în funcţiune; în acest sens, raportul 12-01 insistă asupra măsurilor ce trebuie luate pe durata transportului, depozitării şi montajului, astfel încît nivelul de izolaţie, respectiv starea izolaţiei ce a fost asigurată la livrarea din fabrica producătoare să nu se deterioreze sub limitele de siguranţă admisibile.

În Japonia (raportul 12-01) măsurile ce se iau la un transformator nou pentru montarea şi punerea lui în funcţiune au fost propuse pentru standardizare.

În continuare este foarte importantă urmărirea evoluţiei stării izolaţiei în exploatare.

Analiza gazelor dezvoltate şi dizolvate în uleiul transformatorului necesită în continuare cercetări şi interpretarea rezultatelor obţinute trebuie făcută cu multă prudenţă şi ţinînd seama de o experienţă mai îndelungată. Luarea unei decizii trebuie făcută nu numai pe baza analizei gazelor dezvoltate în izolaţia internă a unui transformator; sînt necesare probe suplimentare (probe electrice — rezistenţă de izolaţie, $tg\delta$, coeficient de absorbţie, prezenţa apei în ulei, descărcări parţiale ş.a.) şi interpretarea în ansamblu, corelată a tuturor probelor ce se consideră necesare.

2. Al doilea subiect preferenţial s-a referit la comutatoarele de reglaj al tensiunii sub sarcină, şi anume la siguranţa lor de funcţionare în exploatare, precum şi perspectivele de creştere a performanţelor — tensiuni, curenţi (rapoartele 12—07 şi 12—08).

Comutatorul de reglaj al tensiunii sub sarcină de tipul cu rezistenţă pasageră (tip Jansen) este folosit cu succes de mult timp în Europa, Japonia, U.R.S.S., în timp ce comutatorul cu reactanţe este folosit în S.U.A. şi parţial în U.R.S.S.

3. Al treilea subiect tratat l-au constituit transformatoarele şi reactanţele pentru reţele de transport în curent continuu de înaltă tensiune.

Problema nivelului de izolaţie pentru transformatoare şi reactanţe folosite în reţelele de transport în c.c. nu este bine cunoscută, numărul acestor transformatoare şi reactanţe fiind redus, avînd în vedere numărul mic de linii de transport în c.c. de înaltă tensiune. Principala problemă o reprezintă nivelul de izolaţie, respectiv solicitările de tensiune la care trebuie supuse materialele izolante şi care este comportarea lor

Grupa 13. Aparataj de comutaţie

În cadrul acestei grupe au fost prezentate 9 rapoarte axate pe următoarele trei subiecte preferenţiale :

— interacţiunea între reţea şi întreruptor ;

— ruperea curenţilor mici inductivi ;

— deconectarea circuitelor de înaltă tensiune continuă.

În primul subiect preferenţial au fost incluse rapoartele 13—0,1 13—02, 13—03, 13—05 şi 13—07, tratînd în strînsă legătură problemele :

a) comportării întreruptoarelor în diferite scheme de conexiune a reţelei ;

b) modelării condiţiilor naturale din reţele prin circuitele de încercare în condiţii de laborator ;

c) comportării întreruptoarelor în diferite scheme de încercare (duritatea schemelor).

— Pentru aprofundarea problemelor menţionate au fost efectuate un număr mare de încercări în laboratoare de mare putere şi în condiţiile reţelei.

Pe baza cercetărilor teoretice şi experimentale întreprinse se pare că Comitetul de studii nr. 13 poate să elaboreze o propunere de reglementare a condiţiilor de încercare a capacităţii de comutaţie a întreruptoarelor de generator, ce lipsesc din Publicaţia 56 a CEI (nici STAS 3686 nu cuprinde astfel de date).

— Din discuţiile la acest subiect preferenţial au reieşit o serie de concluzii utile şi interesante, printre care se remarcă următoarele :

a) sînt întrunite în prezent condiţiile pentru reglementarea condiţiilor de încercare a întreruptoarelor de generator :

b) parametrii TTRP se pot determina prin încercări de reţea la curenţi reduşi de scurtcircuit, dar numai în regimul defectului kilometric sau al unui defect mai îndepărtat pe linie cînd impedanţa circuitului în amonte de întreruptor rămîne aceeaşi ca în cazul scurtcircuitului pe borne, reducerea curentului (şi în consecinţă micşorarea perturbaţiilor) obţinîndu-se prin creşterea impedanţei în aval ;

c) efectul de reducere a valorilor de vîrf ale TTR datorită sarcinii (încărcării liniei de transport) trebuie să fie luat în considerare în toate cazurile de studiu de dimensionare a reţelei, în afară de cazul liniilor lungi ;

d) utilizarea unor circuite speciale pentru reproducerea formei TTRI este absolut necesară în special la încercarea întreruptoarelor cu SF_6 ;

e) nu trebuie să fie neglijate, pe lîngă încercările electrice, cici încercările mecanice şi climatice ale întreruptoarelor, nare contribuie în mare măsură la reducerea fiabilităţii acestor aparate în exploatare.

Cel de-al doilea subiect preferenţial a fost legat de problema clasică a *întreruperii curenţilor mici inductivi* în condiţiile de laborator, prin care să se reproducă cît mai corect condiţiile de funcţionare a acestor aparate la deconectarea transformatoarelor în gol, a transformatoarelor încărcate cu sarcini inductive (bobine de compensaţie etc.), a bobinelor de reactanţă, a motoarelor în regim de pornire şi de frînare etc. (rapoartele 13—02, 13—04 şi 13—08).

— În urma discuţiilor s-a ajuns la următoarele concluzii mai importante la acest subiect preferenţial :

a) Pentru a obţine rezultate reproductibile la încercări, este necesar să se stabilească limitele de variaţie a parametrilor circuitului de încercare (inclusiv a inductivităţii care predetermină valoarea curentului maxim de întrerupt) şi să se ţină cont de discontinuităţile circuitului în aval de întreruptor.

b) Încercările pe elemente de rupere (pe camere sau grupe de camere de stingere) sînt extrapolabile şi în acest caz dacă caracteristicile mecanice ale contactelor rămîn neschimbate, dacă influenţele electrice şi electromagnetice dintre elementele încercate şi neîncercate pot fi neglijate, la fel ca interacţiunile gazo-hidrodinamice sau termochimice dintre ele.

c) Criteriul principal de apreciere a rezultatelor încercării rezidă în valoarea supratensiunilor provocate, motiv pentru care probele trebuie să fie efectuate pentru o gamă largă de curenţi.

d) La medie tensiune este necesară efectuarea probei în trifazat, iar la înaltă tensiune în monofazat.

e) La întreruptoarele cu vid, încercarea are o importanţă primordială.

Discuţiile libere ce au avut loc la finele sesiunii au reflectat preocupările actuale ale constructorilor şi utilizatorilor de echipament. La aceste discuţii au fost ridicate probleme importante, ca, de exemplu :

a) durata minimă a ruperii arcului este din punct de vedere tehnic şi economic justificabilă ;

b) exigenţa faţă de rezistenţa de atenuare (de şuntare sau de înseriere) a întreruptoarelor ;

c) verificarea fiabilităţii întreruptoarelor prin încercări de tip mai bine puse la punct ;

d) nomenclatura încercărilor de tip care să reflecte mai bine condiţiile de exploatare.

Grupa 14. Interconexiuni în curent continuu

În cadrul grupei nr. 14 au fost prezentate 10 rapoarte referitoare la legături în curent continuu (8 rapoarte din cadrul grupei şi 2 de un interes deosebit, din cadrul grupei nr. 13).

Discuţiile s-au purtat în jurul următoarelor subiecte preferenţiale :

1. Informaţii asupra experienţei de exploatare a instalaţiilor de c.c. existente în perioada 1973—1974 (raport 14—07).

2. Instalaţii de c.c. în construcţie sau în proiect (rapoartele 14—01, 14—03, 14—05, 14—08).

3. Aplicaţii şi concepţii ale instalaţiilor de c.c. şi ale dispozitivelor lor de comandă (rapoartele 14—02, 14—04, 14—06, 13—06, 13—09).

La discuţiile libere s-au mai semnalat următoarele aspecte :

— Rezultate privind aplicarea metodelor probabilistice.

— Îmbunătăţirea fiabilităţii telecomunicaţiilor pentru utilizarea la maximum a controlabilităţii legăturilor în c.c. (ca şi pentru legăturile în c.a.).

— Interesul în viitor pentru utilizarea legăturilor în c.c. în scopul limitării puterilor de scurtcircuit.

De asemenea s-au mai semnalat noi proiecte în perspectivă :

— Canada (Nelson River — 1990 — 6000 MW şi o nouă interconexiune cu S.U.A. — 1100 kV — 1000 — 2000 MW) ;

— Finlanda — (1980 interconexiune cu U.R.S.S. — 1000 MW) ;

— Iugoslavia (1000 MW — interconexiune cu UCPTE şi CAER).

Grupa 15. Materiale izolante

Activitatea Comitetului 15 este dusă în cadrul a cinci grupe de lucru, şi anume :

1) Dielectrici combinaţi solid-lichid (în special hîrtie-ulei).
2) Lichide sintetice (askareli, siliconi etc.).
3) Gaze izolante.
4) Condensatoare.
5) Materiale izolante solide.

În cadrul grupei au fost discutate trei subiecte preferenţiale, şi anume :

1. Efectul solicitărilor combinate — tensiune, temperatură şi efort mecanic — asupra duratei de viaţă a izolaţiei, luîndu-se în considerare totodată şi influenţa unor solicitări electrice concentrate la locul defectului. Punerea la punct a unor metode de îmbătrînire accelerată care să poată fi utilizate pentru evaluarea influenţei acestor efecte combinate.

2. Progrese în domeniul lichidelor dielectrice şi în special în domeniul unor produse noi (hidrocarburi, uleiuri sintetice etc.). Comportarea lichidelor în cazul izolaţiilor mixte (solide-lichide), la solicitări ridicate.

3. Proprietăţile structurilor de înaltă şi foarte înaltă tensiune izolate în gaz. Probleme ridicate de prezenţa corpului solid în gaz, de forma sa, de contaminarea suprafeţei acestuia

cu praf, de prezența produselor de descompunere a gazului etc.

1. În cadrul primului subiect preferențial au fost prezentate rapoarte care au avut în vedere două aspecte, și anume:

1.1. Îmbătrînirea izolației mașinilor electrice rotative (rapoartele 15—03, 15—05 și 15—06).

2. În cadrul celui de-al doilea subiect preferențial au fost prezentate rapoartele 15—01, 15—07 și 15—10.

În raportul 15—07 se arată recentele măsuri luate de industria electrotehnică în scopul reducerii consumului, sau chiar eliminării policlorobifenilului (PCB), din considerente ecologice.

În raportul 15—01 se arată rezultatele unor vaste încercări privind efectul unor aditivi asupra fenomenului de gassing (absorbția sau emisia de gaze în prezența descărcărilor).

În raportul 15—10 sînt descrise probele privind viteza de evoluție a gazelor în ulei în funcție de diferitele tipuri de solicitări electrice (curent alternativ, continuu sau impuls), în cîmp uniform și în cazul descărcărilor parțiale de suprafață (corona).

3. În cadrul celui de-al treilea subiect preferențial au fost prezentate 4 rapoarte, și anume: 15—02, 15—04, 15—08 și 15—09.

Rapoartele 15.02 și 15.08 prezintă caracteristici tensiune-timp pentru electrozi de tip cilindri coaxiali cu diametru mare, în stare curată. În plus, în raportul 15.02 se dau curbele de variație cu presiunea,indicîndu-se o creșterea raportului dintre tensiunea de străpungere la impuls și cea la 50 Hz (sau de curent continuu) odată cu creșterea presiunii, obținîndu-se valori de aproape 1,3 pentru acest raport, la o presiune de 4,5 bari.

S-a constatat o bună corelație între tensiunile de străpungere la impuls negativ la înaltă presiune de SF_6 și tensiunea de apariție a descărcărilor parțiale, existînd premise pentru utilizarea descărcărilor parțiale ca metodă nedistructivă de detectare a defectelor în sistemele cu gaz comprimat.

Secția II. Cabluri, linii și stații

Grupa 21. Cabluri izolate de înaltă tensiune

Rapoartele prezentate s-au axat pe următoarele subiecte preferențiale:

1. *Cabluri submarine și de curent continuu.* Se menționează că nu s-a prezentat nici un raport dedicat special acestui subiect, deși s-au pozat în ultima perioadă numeroase cabluri submarine. Doar în raportul 21.09 s-a făcut o referire sumară și în raportul 14.07 (care era destinat prezentării sistemelor de transport în curent continuu) o referire mai detaliată.

2. *Cabluri cu izolație sintetică și accesoriile acestora.* Acest subiect a fost în centrul atenției. Majoritatea rapoartelor s-au ocupat de cabluri izolate cu poliolefine reticulate (PER, cauciuc EP).

Se menționează rapoartele 21.01 și 21.09, care au prezentat experiența japoneză, respectiv suedeză cu privire la utilizarea cablurilor de înaltă tensiune izolate cu PER, raportul 21.10, care a definit criteriile adoptate de ENEL pentru determinarea fiabilității cablurilor, și raportul 21.06, care a descris experimentările din R.P.U. cu un cablu de 120 kV, cu izolația de PE și răcit cu apă.

3. *Cabluri pentru puteri mari, tehnici clasice și noi.* În acest domeniu s-au remarcat:

— Rapoartele privind cablurile cu ulei la înaltă presiune pentru tensiuni peste 345 — 380 kV (21—03 și 21—11).

— Rapoartele cu privire la tehnica răcirii forțate (21.02, 21.06, 21.07 și 21.08).

— Rapoartele referitoare la tehnici noi, cabluri izolate cu SF_6 (21—04) și dezvoltarea cablurilor supraconductoare (21—05).

Grupa 22. Linii electrice aeriene

În introducerea raportului special (22—00) s-a menționat în primul rînd cererea mereu crescîndă pentru creșterea densității de energie transportată fie prin compactarea coridoarelor de transport, fie prin creșterea tensiunii nominale a LEA. Problemele abordate la sesiune, prin cele 15 rapoarte, au fost grupate în cadrul a trei subiecte preferențiale, și anume:

1. *Efectele mecanice și termice ale curenților de scurtcircuit de valori ridicate asupra componentelor LEA* (raportul 22—01). Se menționează că în condițiile creșterii nivelului curenților de scurtcircuit în rețelele electrice se impun condiții severe atît componentelor LEA, cît și caracteristicilor mecanice ale LEA.

2. *Siguranța în exploatare a LEA.* Utilizarea datelor meteorologice, a rezultatelor experimentale și analitice în vederea determinării parametrilor de proiectare a componentelor LEA.

La acest subiect preferențial au fost prezentate mai multe rapoarte (22—02, 22—07, 22—09, 22—10 și 22—14). Astfel, se menționează eforturile îndreptate în vederea estimării încărcării mecanice a LEA în condiții de depuneri masive de chiciură și combinații chiciură-vînt. Sînt precizate condițiile de formare a depunerilor de chiciură și ghiață pe conductoarele LEA, corelate cu condițiile meteorologice și topologia zonală.

3. *Utilizarea unor noi materiale pentru fundații, izolatoare și conductoare și impactul acestora asupra metodelor de construcție a LEA* (rapoartele 22—03, 22—04, 22—05, 22—12, 22—13, 22—14, 22—15).

Sînt menționate eforturile întreprinse în vederea reducerii cheltuielilor pentru construcția fundațiilor stîlpilor LEA (22—05).

Numeroase rapoarte au abordat probleme aferente noilor materiale izolante pentru construcția izolatoarelor (22—03, 22—13, 22—15). Se fac referiri la izolatoare din materiale organice, sintetice și compunduri armate cu fibre de sticlă.

Grupa 23. Stații

Atît rapoartele prezentate, în număr de 12, cît și discuțiile purtate în timpul sesiunii au fost structurate pe cele trei subiecte preferențiale propuse de comitet anterior. În cele ce urmează se prezintă pe scurt conținutul și concluziile principale ale rapoartelor și discuțiilor, pe fiecare dintre cele trei subiecte.

1. Consecințele apariției de noi tipuri de echipament secundar și de noi concepții despre control (inclusiv automatizarea) asupra proiectelor de stații și asupra dispunerii instalațiilor de comandă și de protecție.

Un singur raport (23—11) se încadrează în acest subiect. Raportul 23—09 tratează numai sumar sistemul de comandă, automatizarea și protecțiile stației de 800 kV capsulată în SF_6 de la Joshua Falls (S. U. A.). Un alt raport (34—01), prezentat în cadrul grupei 34, este legat prin problematică de subiectul preferențial de mai sus.

Discuțiile purtate în cadrul sesiunii au pus în evidență buna experiență de exploatare dobîndită cu echipamentele moderne de comandă, inclusiv cu minicalculatoarele. Se poate constata o încredere generală în acest tip de echipamente. Fiabilitatea răspunde exigențelor formulate, însă o oarecare redondanță a aparatajului apare necesară și realizabilă fără cheltuieli excesive.

2. Studiul problemelor practice legate de proiectarea stațiilor UHV și EHV, ținînd seama în special de valorile ridicate ale curenților nominali și de scurtcircuit.

Acest subiect prezintă două aspecte, rezultate din efectele creșterii puterilor instalate în sistemele energetice naționale, fapt care a determinat subdivizarea atît a rapoartelor cît și a discuțiilor din cadrul subiectului preferențial de mai sus.

2.1. Curenți foarte intenși și consecințele acestora

Șase rapoarte (23—01, 23—02, 23—04, 23— 05, 23—06 și 23—10) au tratat diverse probleme legate de acest subiect, în legătură directă cu curenții nominali și de scurtcircuit în stații și efectele lor.

Necesitatea creșterii curenților nominali de sarcină vehiculați prin stații în condițiile menținerii structurilor existente sau, în orice caz, cu cheltuieli suplimentare minime , a determinat realizarea unor studii complexe. Astfel, raportul 23—04 prezintă rezultatele reanalizării critice a principiilor de dimensionare a barelor, completate de încercări la scară naturală efectuate de Ontario Hydro (Canada). Calculînd pe baze statistico-probabilistice temperatura conductorului funcție de curba de probabilitate a sarcinii și de curba de probabilitate a parametrilor meteorologici (temperatura aerului, viteza

vîntului, radiația solară), a rezultat în unele cazuri o rezervă de supraîncărcare a barelor existente de circa 40%.

Pe de altă parte, o serie de considerații economice asupra conductoarelor de curenți intensi au fost făcute în raportul 23—02 și s-a arătat că pierderile de energie pot constitui un factor ce nu poate fi neglijat și că, în anumite condiții, poate deveni justificată economic menținerea conductoarelor la o temperatură mult sub cea maxim admisă, prin subîncărcare, în ciuda costului crescut al materialului conductorului.

2.2. Stații de foarte înaltă tensiune (EHV) și de ultraînaltă tensiune (UHV).

În cadrul acestui subiect au fost prezentate un număr de trei rapoarte (23—03, 23—09 și 23—12).

Atît rapoartele, cît și discuțiile în cadrul sesiunii au scos în evidență faptul că tendința generală în construcția stațiilor EHV și UHV se îndreaptă spre stațiile capsulate. Din comparațiile de suprafețe ocupate și de costuri totale pentru stații exterioare în aer și stații echivalente capsulate apare evident că cele capsulate în SF_6 sînt mai economice pentru niveluri de tensiuni de la 750 kV în sus — se afirmă în rapoartele 23—09 și 23—12.

O astfel de stație de 800 kV capsulată în SF_6, fabricată de Delle-Alsthom, este prezentată în raportul 23—09.

În ceea ce privește problema cîmpului electric în stație și efectul fiziologic al acestuia, se afirmă că, întrucît în stațiile existente de 420 kV nu s-au remarcat efecte negative apreciabile, dimensionarea stațiilor de 750 kV și de 1050 kV s-a făcut astfel încît cîmpul maxim la sol să nu depășească pe cel din stațiile de 420 kV în funcțiune. Este descrisă de asemenea schema propusă a unui modul de stație cu bare duble și se indică o formulă de calcul al costului unui asemenea modul în funcție de tensiunea nominală și de curentul maxim de scurtcircuit trifazat al barelor.

3. Aspectele tehnice și de mediu înconjurător legate de intrările liniilor în stațiile electrice

S-a prezentat raportul 23—07, care tratează metode practice, atît convenționale (gruparea în paralel a intrărilor liniilor, folosirea de stîlpi identici și cu săgeți identice ale conductoarelor), cît și neconvenționale (stîlpi de mică înălțime, portali, cabluri subterane clasice sau cu SF_6 etc.) pentru reducerea impactului vizual al intrărilor liniilor. Se propune o metodologie obiectivă de apreciere a criteriilor practice și de mediu. Se apreciază că se pot aduce îmbunătățiri cu cheltuieli suplimentare relativ reduse, dar în unele cazuri acest lucru duce la ocuparea de suprafețe mai mari de teren.

Raportul 23—08 a descris intrările liniilor în stațiile de tensiuni pînă la 1200 kV inclusiv, cu referire specială la stațiile și echipamentele capsulate în SF_6. Este considerat exclusiv sistemul CGITR (Compressed Gas-Insulated Transmission), care folosește bare capsulate în gaz sub presiune, plasate subteran, suprateran sau în tunele. Au fost prezentate exemple de asemenea instalații realizate în S. U. A. începînd din 1971, de tensiuni între 145 și 800 kV și curenți nominali între 1,1 și 3,3 kA.

Secția III. Sisteme electroenergetice

Grupa 31. Sisteme de transport

Pînă acum, în cadrul Comitetului de studii nr. 31 — Sisteme de transport — au fost abordate probleme referitoare la: „Aspecte noi referitoare la dezvoltarea sistemelor de transport. Noi metode pentru transportul energiei electrice. Linii experimentale de ultra-înaltă tensiune (UHV). Efectul corona și alte probleme". Rezultă așadar evident, la o primă vedere, că domeniul de activitate al acestui comitet de studii acoperă domeniile de activitate ale altor comitete (de exemplu 32, 33 și 36, precum și 14, 22 și 23). De reținut însă că acest comitet de studii și-a propus tratarea sistemelor de transport în ansamblu, privite ca un tot unitar — motiv pentru care problemele investigate au putut fi aprofundate la celelalte comitete. Pentru actuala sesiune CIGRE, comitetul și-a propus ca în ultima sa reuniune sub actuala denumire să discute — sub forma unor subiecte preferențiale — următoarele aspecte:

— Realizări noi în tehnologia liniilor UHV și punerea în practică a proiectelor pentru nivelurile viitoare de tensiune, în c. a. și c. c.

— Condiții impuse echipamentului UHV și caracteristicile acestuia în raport cu conceptele și performanțele sistemului.

— Creșterea încărcării circuitelor și utilizarea intensivă a coridoarelor de transport al energiei electrice.

— Disponibilitatea, fiabilitatea și siguranța în exploatare a sistemelor de transport.

— Impactul considerentelor de natură socială și condițiilor de mediu asupra sistemelor de transport.

— Politica energetică și dezvoltarea sistemelor energetice.

1. Noi rezultate obținute în experiența de exploatare și de laborator privind sistemele UHV. Noi proiecte.

S-a urmărit în special lămurirea aspectelor legate de:

— Determinarea viitoarelor niveluri de tensiune, în sistemele c. a. și c. c., stabilirea limitelor superioare ale tensiunii nominale a sistemelor de transport.

— Probleme ce apar în urma creșterii capacității de încărcare a liniilor și reducere a numărului de linii la proiectarea noilor rețele UHV de transport și interconexiune.

— Probleme economice în cadrul sistemelor UHV.

— Creșterea randamentului coridoarelor de transport, prin adoptarea unor tehnologii noi (de exemplu: îmbunătățirea nivelului de izolație).

2. Impactul potențial al variantelor de acumulare a energiei și de alegere a unor purtători de energie, alții decît cei electroenergetici, asupra structurii sistemelor de transport, dimensionării liniilor și politicii rezervelor energetice. Influența surselor de energie primară asupra importanței și dezvoltării producerii și transportului energiei electrice.

Acest subiect preferențial acoperă un domeniu foarte larg de probleme. De menționat încă de la început faptul că rezolvarea problemelor de acumulare ar conduce la mărirea flexibilității sistemelor electroenergetice.

În acest sens, rapoartele 31—07 și 31—10 aduc o contribuție remarcabilă, prezentînd probleme legate de centralele cu acumulare.

3. Influența problemelor sociale și de mediu, în special cele referitoare la sănătatea și securitatea persoanelor, asupra dezvoltării sistemelor electroenergetice.

Fără îndoială, considerentele de mediu înconjurător au un impact din ce în ce mai profund asupra politicii de planificare și decizie a noilor instalații și în special a celor UHV; același lucru se poate spune și privitor la activitatea de cercetare-dezvoltare.

Din discuțiile purtate pe marginea rapoartelor s-au degajat o serie de concluzii extrem de utile pentru a avea o imagine de ansamblu asupra viitorului dezvoltării sistemelor de transport al energiei electrice.

1. Se pare că s-a ajuns la un consens — din punct de vedere economic — privitor la necesitatea limitării, cel puțin pentru perioada imediat următoare, a construcției LEA la tensiuni de 765 kV și peste această valoare. S-a dovedit că această soluție este acceptabilă pentru țările cu mari întinderi (Canada, U.R.S.S., Brazilia etc.) și unde se pune problema transportului energiei electrice la mari distanțe și în zone de traversare puțin locuite.

2. Se constată în general o stagnare în ceea ce privește transpunerea în practică a unor noi proiecte UHV, considerîndu-se că încă nu a sosit momentul propice generalizării acestora.

3. Cu toate acestea, activitatea de studii și cercetarea în domeniul UHV este în plină desfășurare, pregătindu-se în acest fel premisele și condițiile optime transpunerii în practică a cunoștințelor dobîndite, în momentul în care aceste rețele vor fi imperios necesare.

Grupa 32. Proiectarea și exploatarea sistemelor

S-au prezentat 21 rapoarte (inclusiv raportul general) grupate pe trei subiecte preferențiale:

1. Influența noilor condiții impuse centralelor electrice (inclusiv protecția mediului asupra structurii viitoare a sistemelor energetice (rapoartele: 32—01, 32—03, 32—04, 32—05, 32—07, 32—13, precum și 31—07, 31—10).

— Etapa preliminară, absolut obligatorie, a studiului de planificare constă în stabilirea unor obiective de perspectivă îndelungată (chiar dacă acestea sînt afectate de incertitudini).

— Metodele de calcul nu garantează un optim tehnico-economic absolut (în raport cu ipotezele făcute), cît mai ales

încearcă să determine soluții flexibile la viitoare modificări privind costurile, evoluția și structura sarcinii, progresul tehnologic.

— Amplasarea (concentrarea) centralelor, puterile nominale și caracteristicile grupurilor, nivelurile de tensiuni și tipul constructiv al liniilor se determină fie prin tehnici de calcul (analitice) de optimizare economică (32—01, 32 — 07), fie pe baza unor criterii care privesc siguranța sistemului — stabilitate, regimuri de defect.

— În viitorii 15—20 ani nu se întrevede trecerea masivă la tensiuni mai mari de 400 kV. De asemenea, se preferă un număr mai mare de stații de 400 kV, și nu creșterea mărimii acestora.

2. Probleme legate de comportarea dinamică a sistemelor electroenergetice (Considerarea acestora în exploatarea și proiectarea sistemelor) (rapoartele : 32—01, 32—03, 32—09, 32—11, 32—12, 32—13, 32—15, 32—18, 32—19, 32—20, precum și 11—01, 11—03, 11—05, 14—02, 31—09).

Cu excepția calculelor de determinare a stabilității tranzitorii pe termen scurt (durata simulării nu depășește în general cîteva secunde), se remarcă tendința simplificării reprezentării generatoarelor electrice și încercarea de a elabora modele mai complexe pentru sarcini și pentru elementele de transmisie ale rețelei.

În calculele de stabilitate tranzitorie pe termen scurt, rezultatele calculului pot depinde în mare măsură de neliniaritatea sistemului de reglare automată a vitezei și admisiei.

În calculele pentru determinarea comportării dinamice pe termen lung a sistemului (zeci de secunde, minute), s-au elaborat programe de calcul foarte complexe (raportul 32—13) cu care se stabilesc măsurile de prevenire a declanșărilor în cascadă.

Se analizează „scenarii" prestabilite (care includ incidente ipotetice, acționări false ale protecției, intervenția omului etc.) completate de evenimentele care rezultă din condițiile de funcționare la anumite etape ale calculului (prin acționarea protecțiilor).

Se încearcă o modelare și o explicație a fenomenelor de oscilații lente (0,1 — 0,5 Hz), de amplitudine periculoasă, puțin amortizate, pe liniile (de regulă slabe) care interconectează sisteme electroenergetice (rapoartele 32—18, 32—19, 32—19 A).

Modelul matematic utilizează mărimi greu măsurabile. Explicația fenomenelor apărute în practică (la interconexiunea Grecia — Iugoslavia în special) pare puțin plauzibilă, dar cercetarea reprezintă, prin noutatea ei și prin punerea unor probleme, o tendință deosebit de importantă. O explicație mai plauzibilă s-a dat în raportul românesc 32 — 18 și în completările aduse în ședință. În concluzie s-a subliniat progresul făcut în explicarea acestui fenomen.

3. Al treilea subiect preferențial : Experiența cîștigată în problema estimării — în timp real — a stării sistemului și conducerii cu calculatoare de tipul „on-line" (rapoartele : 32—02, 32—06, 32—08, 32—14, 32—16, 32—17).

Soluțiile se aplică la centre de dispecer — naționale sau regionale — dotate cu calculatoare „on-line" :

— The Swedish State Power Board System (Suedia)
— Generating Board's National Control Center (Anglia)
— Interbrabant (Belgia)
— RWE — rețea înaltă tensiune (R. F. G.).

Rezultatele pe care le oferă actualele programe de calcul se consideră a fi excelente (raportul 32—06). Ele (configurații rețea, injecții nodale, tensiuni) se utilizează pentru :

— efectuarea în timp real (la cerere sau cu o frecvență impusă, 20 — 30 minute) a analizelor de evaluare a siguranței sistemului : contingențe, regimuri de defect și mai rar stabilitate ;
— depistarea unor dispozitive defecte în sistem (aparate de măsură, linii de comunicații etc.) ;
— prognoza pe termen scurt a sarcinii ;
— actualizarea băncilor de date necesare în calcule „off-line".

Grupa 33. Supratensiuni și coordonarea izolației

I. Descărcătoare de FIT și UIT

Ca politică de coordonare a izolației rețelelor cu Um ⩾ 245 kV, factorul determinant în dimensionarea izolației fiind supratensiunile de comutație și temporare, se extinde concepția ca DRV să constituie „prima linie de protecție" contra acestor solicitări.

II. Izolația între faze și izolația longitudinală

Problema este relativ recentă (inițiată de cîțiva ani). Se remarcă lipsa cunoștințelor teoretice și practice legate de ținerea izolației între faze, de cunoașterea nivelului solicitărilor și inventarierea tuturor formelor de undă care apar pe sistemele de izolație (fază-fază, fază-pămînt și longitudinale).

Rapoartele 33—02 și 33—09 aduc o contribuție importantă în cadrul problemelor enumerate, fără a epuiza deocamdată subiectul :

— modelarea în laborator a sistemelor de izolații și a solicitărilor date de supratensiunile interne care apar pe aceste sisteme (33—02, 33—09) ;
— determinarea solicitărilor care apar pe izolația față de pămînt, între faze și longitudinală și a corelației între ele prin modelare și măsurare directă în sistem (33.05).

III. Probleme de coordonare a izolației

Problemele de coordonare a izolației s-au axat pe protecția instalațiilor capsulate cu izolație de SF_6, și anume :

— Stabilirea solicitărilor maxime care pot fi considerate drept criterii de dimensionare a izolației. O concluzie preliminară a fost că numai pantele foarte mari sînt importante pentru ținerea izolației cu SF_6.
— Influența undelor tăiate produse de amorsări de eclatoare în SF_6. Amorsarea eclatoarelor însoțită de tăierea tensiunii și de oscilații care „par" a nu fi periculoase pentru izolația în SF_6.
— Variante constructive pentru descărcătoare cu rezistența variabilă. Există două curente : utilizarea DRV convenționale introduse în blindaj și utilizarea unor DRV construite special pentru instalații în SF_6.

Grupa 34. Protecții

Problemele de protecție prin relee care au făcut obiectul lucrărilor grupei 34 au fost orientate pe următoarele subiecte preferențiale :

1. Experiența de exploatare cu relee statice ; tendințe și prognoze din punctul de vedere al principiului de măsură, aplicării tehnicilor numerice, tehnologiei folosite în circuitele secundare și interconectarea echipamentelor (rapoartele 34—01, 34—08 și 34—09).

2. Criterii pentru determinarea fiabilității echipamentelor de protecție și automatizare și metode de analiză a funcționărilor incorecte ; procedee de creștere a fiabilității în legătură cu cerințele actuale impuse de dezvoltarea rețelelor de înaltă și foarte înaltă tensiune (rapoartele 34—01, 34—03, 34—05, 34—06, 34—08 și 34—09).

3. Practici folosite în condiții anormale de funcționare a sistemelor energetice periculoase pentru grupurile mari din CTE și CNE :

— supraîncărcarea unor elemente ale sistemului ;
— regimuri dezechilibrate ; frecvență sau tensiune anormală (rapoartele 34—02, 34—03, 34—07 și 34—09).

Aplicarea tehnicii de calcul numeric în domeniul protecției prin relee se află actualmente în stadiu de cercetare teoretică și experimentală, evidențiindu-se două direcții principale (raportul 34—09) :

— utilizarea minicalculatoarelor pentru preluarea centralizată, la nivel de stație electrică, a funcțiilor de protecție prin relee simultan cu funcții de control operativ și măsură ;
— utilizarea microprocesoarelor în scopul realizării unor relee de protecție similare celor analogice, dar cu mod de operare numeric.

Grupa 35. Telecomunicații

Materialele prezentate au fost grupate pe subiecte preferențiale.

Primul subiect preferențial a tratat problemele legate de telecomunicațiile prin curenți purtători pe LEA (rapoartele 35—03 și 35—05).

O altă problemă este găsirea de noi posibilități de folosire a LEA pentru telecomunicații. În raportul 35—05 s-a propus folosirea unui cablu încorporat în conductorul unei faze, pre-

zentîndu-se modul de cuplaj, caracteristicile cablului, posibilitățile sale, funcționarea în caz de defect a liniei. Este un mod nou de realizare a telecomunicațiilor pe LEA, dar care pretinde un conductor special pentru LEA.

Al doilea subiect preferențial s-a ocupat de alt mijloc de transmisii pentru sistemele energetice, și anume de transmisii radio (raportul 35—01). S-a prezentat rețeaua de telecomunicații prin radiorelee care este în curs de realizare în Brazilia. Se apreciază că această rețea are o capacitate peste necesitățile existente și se preconizează măsurători pentru verificarea siguranței de funcționare în condiții atmosferice grele.

Al treilea subiect preferențial a cuprins problemele ridicate de transmisia datelor, a semnalelor de protecție în condițiile creșterii volumului informațiilor și de cerințele de siguranță ridicată (rapoartele 35—02, 35—04 și 35—06).

Raportul 35—04 stabilește, pornind de la niște ipoteze, modelele de zgomot, în cazul transmiterii informațiilor prin curenți purtători pe LEA.

Pe baza modelului se pot stabili soluțiile tehnice cele mai potrivite pentru transmiterea mesajelor (telemecanică, teleprotecție) și testele la care se supun echipamentele.

Se remarcă faptul că pentru echipamentele necesare rețelei de telecomunicații a sistemelor energetice se impun condiții speciale, care nu sînt satisfăcute în general de echipamentele produse de industrie pentru uzul general. Se simte nevoia unei standardizări care să răspundă și la pretențiile unor utilizatori ca cei din sectorul energetic.

În cadrul discuțiilor generale s-a pus problema costurilor și a modului în care să fie ele considerate : raportate la costul întregii instalații energetice, la producția de energie sau în alt mod.

Din rapoarte și discuții au rezultat următoarele concluzii ce pot fi luate în considerație în proiectarea telecomunicațiilor :

— Căile de telecomunicații vor fi asigurate în continuare prin mijloacele tradiționale de curenți purtători pe LEA, dar se va acorda atenție și realizării de căi prin radiorelee pe frecvențe foarte înalte (GHz), în funcție de necesități și pe baza unor studii tehnico-economice bine fundamentate.

— Utilizarea rezultatelor expuse în rapoartele 35—03 și 35—04 pentru proiectarea transmisiilor pentru teleprotecție.

— Conform raportului special 35—00, se pune încă problema alegerii unui sistem de conducere și transmisie, fie centralizat pe o rețea de telecomunicații independentă de rețeaua energetică de înaltă tensiune, fie un sistem de conducere ierarhizat cu o rețea de telecomunicații care urmărește rețeaua energetică de înaltă tensiune.

Grupa 36. Perturbații

Comitetul 36 are drept domeniu de activitate studiul ansamblului de fenomene de natură perturbatoare care se desfășoară în cadrul rețelelor de transport al energiei electrice — fenomene ce afectează fie mediul înconjurător, fie funcționarea corectă a rețelei însăși.

Sînt urmărite atît problemele de „ecologie electromagnetică" — înțelegîndu-se prin acest termen „relațiile și raportul dintre viețuitoare susceptibile de a fi expuse unui cîmp electromagnetic generat de instalațiile electrice" — cît și alte tipuri de perturbații, derivînd din fenomene de natură electrică, cum ar fi, de exemplu, zgomotul audibil, producerea de ozon (consecințe ale efectului corona), coroziunea, precum și efectul probabil al cîmpului electric asupra organismului omenesc.

Examinînd pe scurt situația actuală referitoare la diversele tipuri de perturbații (stadiul cunoștințelor teoretice, stabilirea unor metode de calcul și de măsură, mijloace de reducere etc.), acestea sînt categorisite în funcție de frecvența mecanismului perturbator, și anume :

— În înaltă frecvență—sursa perturbatoare este în esență efectul corona datorat conductoarelor și aparatajului.

— La frecvențele audio — perturbațiile se datorează în principal armonicilor superioare frecvenței rețelei.

— La frecvența rețelei (50 sau 60 Hz) — perturbațiile sînt în general datorate componentei homopolare a curentului de scurtcircuit, și din acest punct de vedere trebuie reținute două efecte : creșterea potențialului solului în vecinătatea punctului de injecție a curentului de defect și tensiunile induse în circuite vecine.

Toate cele de mai sus se referă la perturbațiile datorate rețelelor și provocate unor terțe elemente învecinate — menționîndu-se că perturbații pot apărea și în instalațiile însești, generatoare de perturbații. Este vorba în special de tensiuni parazite induse în circuitele secundare ale stațiilor și centralelor, cu consecințe, ca, de exemplu : deteriorări de material, funcționare defectuoasă a sistemelor de telemăsură și telecomandă, declanșări intempestive etc.

La actuala sesiune, problemele de mai sus au fost grupate în cadrul a trei subiecte preferențiale, și anume :

1. Metode de determinare a cîmpului electromagnetic și a mărimilor asociate. Efectele cîmpului electric asupra organismului omenesc.

2. Perturbații în circuitele secundare ale stațiilor. Perturbații datorate armonicilor.

3. Coroziunea.

Sînt subliniate următoarele aspecte principale :

a) Mecanismul producerii perturbațiilor în condiții de poluare umedă. Spectrul de frecvențe al perturbațiilor produse în aceste condiții de poluare. Contribuția — la nivelul perturbator global datorat întregului lanț de izolatoare — a fiecărui izolator.

b) Remedii posibile. Utilizarea izolatoarelor cu glazură semiconductoare. Alte mijloace de reducere a nivelului de perturbații datorat lanțului de izolatoare.

c) Reprezentativitatea experimentărilor din laboratoare. Dificultatea interpretării măsurătorilor, chiar în condițiile asigurării reproductibilității rezultatelor, întrucît condițiile de încercare riscă a nu simula perfect realitatea și reciproc. Avizul experților asupra alegerii condițiilor de încercare.

REUNIUNEA CONSILIULUI DE ADMINISTRAȚIE VECHI, ADUNAREA GENERALĂ ȘI REUNIUNEA CONSILIULUI DE ADMINISTRAȚIE NOU ALES

În ziua de 28 august 1976 a avut loc reuniunea consiliului de administrație al cărui mandat a expirat.

În afara problemelor curente (schimbări în comitetele naționale, raportul comitetului executiv, raportul comitetului tehnic, situația comitetelor de studii etc.), s-a pregătit ședința adunării generale, pentru care țara noastră a anunțat prezentarea noului candidat—ca membru în consiliul de administrație — ing. Dumitru Popescu, adjunct al ministrului energiei electrice. O problemă mai dezbătută a fost aceea a reorganizării unor comitete de studii, și anume comitetul 31 (Rețele electrice) și comitetul 32 (Planificarea și exploatarea rețelelor), care, ținînd seama de evoluția tehnologiilor și a situației energetice, se desființează și se înființează noile comitete 31 (Planificarea rețelelor), 32 (Exploatarea rețelelor) și 41 (Viitorul transportului de energie). S-a discutat tematica acestor comitete, precum și relațiile cu alte organizații (Conferința Mondială a Energiei, P.S.C.C. etc.).

Adunarea generală ordinară a avut loc în ziua de 1 septembrie 1976, la care au participat și membrii români prezenți la Paris.

S-a prezentat raportul comisarilor de conturi, situația financiară și bilanțul de la 31 decembrie 1975, documente care au fost adoptate cu unanimitate de voturi.

De asemenea, în cadrul acestei adunări a luat cuvîntul, în numele delegațiilor de limbă franceză, C. Mihăileanu (România), al cărui cuvînt a fost ascultat cu deosebit interes, iar în numele delegației de limbă engleză N. R. White (Australia). A fost ales cu unanimitate de voturi ca membru în consiliul de administrație nou, ing. D. Popescu, adjunct al ministrului energiei electrice.

Tot în cadrul acestei ședințe, I. Glebov (U.R.S.S.) a făcut o comunicare în legătură cu organizarea Congresului Electrotehnic Mondial la Moscova în 1977, adresînd o invitație membrilor CIGRE de a-și da concursul la această manifestație care se organizează după sesiunea CEI.

În ziua de 2 septembrie 1976 a avut loc reuniunea consiliului de administrație nou ales, care a procedat la alegerea președintelui CIGRE (a fost reconfirmat G. Jancke — Suedia) a trezorierului (a fost reconfirmat O. S. Johanson — Suedia). S-a ales președintele și doi membri ai comitetului de studii (au fost reconfirmați H. Meyer — Elveția, ca președinte, precum și J. K. Jacobsen — Suedia și W. R. Tackaberry — Marea Britanie).

S-a ales comitetul executiv, format din opt persoane: G. Jancke — Suedia, H. Meyer — Elveţia, J. K. Jacobsen — Suedia. W. R. Gould — S.U.A., R. Guck — R.F.G., R. Koch — Franţa, J. Starşhinov — U.R.S.S., W.P. Williams — Marea Britanie. S-au fixat locul şi data sesiunii din 1978 (Palatul UNESCO), la sfîrşitul lunii august şi începutul lunii septembrie 1978, contingentul rapoartelor pentru sesiunea din 1978 (ţara noastră îşi menţine cota de două rapoarte). Viitoarea reuniune a comitetului va avea loc în Japonia în 1977, la invitaţia Comitetului Naţional Japonez.

CONCLUZII

În urma participării ţării noastre la cea de-a 26-a sesiune CIGRE, la comitetele de studii şi grupele de lucru ale acestora, din participările la discuţii organizate sau directe cu specialiştii străini, au rezultat următoarele concluzii principale, mai deosebite, în privinţa elementelor noi, de progres tehnic pe plan mondial şi a aplicării acestora:

1. În privinţa transportului energiei electrice la foarte înaltă tensiune, au fost amplu dezbătute problemele legate de tensiunile de 400 şi 750 kV, nerealizîndu-se o unitate de acord între cerinţele de a dezvolta în continuare la maximum posibilităţile transportului la 400 kV (Anglia, Franţa, R. F. G. şi parţial Italia) şi cele ale unor ţări care au intenţia sau au introdus tensiunea de 750 kV (Suedia, U.R.S.S., Ungaria, sau — în alte condiţii — Braziliа). Deciziile sînt influenţate de incertitudinile legate de dezvoltarea centralelor nucleare, de consumul de energie, politica combustibilului, încadrarea în mediul ambiant. Aceste aspecte au fost dezbătute în special în cadrul grupelor 32, 22 şi 14.

2. Extinderea interconexiunilor între sisteme energetice, atît ca număr cît şi ca puteri, distanţe etc., impune studierea unor aspecte noi pentru exploatarea, precum şi pentru planificarea dezvoltării, reieşind importanţa fenomenului de oscilaţie între sisteme, care poate conduce la avarii generalizate, dificultăţi în sincronizare între sisteme etc. S-au dat explicaţii parţiale ale fenomenului şi s-au preconizat măsuri de combatere şi posibilităţi de prevedere a acestuia în instalaţiile noi viitoare. S-a remarcat contribuţia românească atît prin raportul prezentat (32—18) cît şi prin lucrările din cadrul Comitetului 32. Acest aspect urmează a fi examinat pentru SEN, în cadrul studiilor de interconexiune cu ţările vecine.

3. Supratensiunile, coordonarea şi dimensionarea izolaţiei liniilor aeriene şi echipamentelor au fost tratate în special la grupele 33, 36 şi 13. Se remarcă progrese importante în privinţa concepţiei şi funcţionării descărcătoarelor, ca performanţe şi cost, reducerea nivelului izolaţiei între faze şi longitudinală, încercarea echipamentelor în FS_6. S-a remarcat contribuţia românească la elucidarea problemelor din acest domeniu. De asemenea, intervenţia românească privind regimurile tranzitorii pe linii lungi a suscitat un viu interes.

4. Efectele dăunătoare, sub multiple aspecte, ale instalaţiilor energetice asupra mediului ambiant au fost amplu dezbătute în cadrul grupelor şi comitetelor de studii 31 şi 36; au fost examinate în special efectele cîmpului electric asupra organismului omenesc, rezultînd o situaţie mai optimistă decît pînă în prezent. La elucidarea anumitor aspecte s-a subliniat aportul dat de raportul românesc 36—08 şi de prezentările suplimentare făcute în sesiune.

5. Conducerea sistemelor şi siguranţa în funcţionare a fost tratată atît sub aspectul concepţiei cît şi al dotărilor, aducîndu-se o serie de elemente noi (grupele 32, 34, 23). În privinţa estimării stării au fost prezentate algoritme şi performanţe, pentru diverse grade de dotare ale dispecerilor, grupate în cele două sisteme: AEP şi Schweppe. Conducerea centralizată sau descentralizată, concepută într-un sistem integrat, a arătat o evoluţie clară în privinţa introducerii calculatoarelor de diverse tipuri, începînd de la staţii, centrale, dispeceri locali, teritoriali şi naţionali, obţinîndu-se orientări noi, deosebit de utile, pentru proiectarea şi exploatarea dotării noi de la DEN.

6. În privinţa utilajelor şi echipamentelor, discutate cu precădere în grupele 11, 12, 13, 14, 15, 34, s-au constatat evoluţii noi în ce priveşte tipurile, condiţiile tehnice şi metodele de încercare, relevîndu-se, de exemplu, următoarele aspecte: agregatele producătoare foarte mari (pînă la limitele tehnologice) pun probleme deosebite în special pe partea de turbină; izolaţia internă la transformatoarele de putere trebuie diagnosticată în principal pe baza analizei gazelor dezvoltate şi dizolvate în ulei (precum şi a unor probe suplimentare); timpul de tăiere la întreruptoare nu trebuie împins peste anumite limite necesare din punctul de vedere al reţelelor, ţinînd seama de un optim în care să se considere şi siguranţa şi costul; durata de viaţă a izolaţiilor industriale poate fi în mare măsură evaluată pe baza măsurării descărcărilor parţiale etc.

7. Referitor la liniile aeriene, staţii şi cabluri (grupele 21, 22, 23), s-au desprins de asemenea unele aspecte noi, legate de tipuri, condiţii tehnice şi încercări, precum şi aspecte legate de reducerea costului, a consumului de oţel şi de materiale de construcţii (de exemplu linii autoportante, staţii cu SF_6, cabluri cu izolaţie sintetică etc.).

8. În privinţa energiei primare, legat de optimizarea balanţelor, alegerea surselor şi noi procedee tehnologice pentru reducerea consumurilor specifice, relaţii cu energia electrică, au rezultat tendinţe noi, relevate în special în prezentarea făcută de directorul general al EPRI (S.U.A.) şi în discuţiile din grupele 31, 32, 14, precum şi în cadrul comitetului nou creat în acest scop — 41. S-au arătat căi de economisire a energiei primare şi secundare, de utilizare a noi surse, care se vor folosi şi în orientarea cercetărilor şi deciziilor din ţara noastră.

*

În afara lucrărilor din grupele de lucru şi comitetele de studii, delegaţii români au obţinut, în cadrul unor discuţii organizate (mese rotunde, lucrări ale conducerii unor organisme internaţionale — P.S.C.C., în consiliul de administraţie etc.), o serie de informaţii şi materiale pentru organizaţiile de cercetare, proiectare, construcţii-montaj, exploatare din ţara noastră.

*

Pentru o valorificare cît mai completă a aspectelor ce interesează ţara noastră, rezultate din lucrările sesiunii CIGRE din 1976, delegaţii vor face prezentări în faţa specialiştilor interesaţi, iar comitetul naţional român CIGRE şi instituţiile interesate vor difuza într-un cerc cît mai larg de specialişti rezultatele lucrărilor sesiunii, pentru a putea fi aplicate cît mai eficient.

Lista rapoartelor

Secţia I. Echipamente

Grupa 11. Maşina rotative

11—01. M. Ohmori, S. Hayashi, N. Hirai şi H. Kaminosono (Japonia) — Instabilitatea motoarelor/generatoarelor sincrone mari cu sisteme de excitaţie cu tiristoare.

11—02. A. D. Appleton, H. O. Lorch, A. B. J. Reece, D. A. Smith şi J. G. Steel (Marea Britanie) — Turbogeneratoare de concepţie modernă — o evaluare.

11—03. I. A. Glebov, V. F. Fedorov, L. G. Mamikoneanţ şi Iu. Şmain (U.R.S.S.) — Perfecţionarea sistemelor de excitaţie ale generatoarelor sincrone de mare putere.

11—04. K. Baltisberg, F. Stoffel (Elveţia) şi J. Bakken (Norvegia) — Experienţa obţinută în exploatare cu maşini cu poli aparenţi integral răcite cu apă.

11—05. O. P. Geszti, R. Tuschák, L. Racz, I. Horwath, A. Faludi, L. Vitalyos şi I. Nagy (Ungaria) — Studierea pe calculator analogic a unui generator cu autoexcitaţie.

11—06. P. S. Johrde (S. U. A.) — Proiectarea, construcţia şi rezultatele încercărilor de punere în funcţiune a unui hidrogenerator de 615 MVA al centralei hidroelectrice Grand Coulée III.

11—07. I. A. Glebov, J. B. Danilevici şi L. G. Mamikonianţ — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 11 (Maşini rotative) — Condiţiile de funcţionare anormală a generatoarelor sincrone de mare putere şi importanţa lor pentru proiectarea şi funcţionarea într-un sistem energetic.

11—08. V. Arcidiacono, L. Barindelli, C. Carcano şi E. Gasparibi (Italia) — Sistem static pentru dezexcitare rapidă.

11—09. J. F. Heuillard, G. Ruelle (Franța), P. Robert (Belgia) și M. Wallenstein (Ungaria) — Cercetare pentru stabilirea unui criteriu de calitate general valabil pentru sistemul de răcire al rotorului unui turbogenerator.

11—10. R. Gstettner (Austria) — Rodund II — centrală cu acumulare prin pompare. Descrierea unui motor/generator de 310 MVA cuplat cu o turbină-pompă reversibilă.

Grupa 12. Transformatoare

12—01. T. Kawamura (Japonia) — Propuneri pentru standardizarea operației de montaj pe amplasament în vederea asigurării fiabilității izolației transformatoarelor.

12—02. R. Andersson, U. R. Roderick, V. Jaakkola și N. Ostman (Finlanda) — Transferul gazelor în cazul defectării transformatoarelor și efectul său asupra interpretării rezultatelor analizei gazelor.

12—03. S. D. Lizunov — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 12 (Tranformatoare) — Starea izolației transformatoarelor în timpul funcționării. Metode de evaluare și criterii necesare unei funcționări satisfăcătoare.

12—04. A. M. Beleţki, V. G. Butkevici, A. K. Lohanin, E. L. Topolianski și I. D. Voevodin (U.R.S.S.). — Probleme de izolație la transformatoarele de putere pentru transportul în curent continuu la înaltă tensiune.

12—05. W. Lampe și E. Spicar (Suedia) — Reducerea îmbătrînirii transformatoarelor fără oxigen prin degazare continuă.

12—06. J. Rabaud, M. Thibault, J. Verdon și F. Viale (Franța — Analizele gazelor dizolvate în ulei și întreținerea transformatoarelor.

12—07. A. Bleibtreu și W. Widmann (R. F. G.) — Starea actuală și tendințe în evoluția comutatoarelor cu prize de reglaj sub sarcină de tip rezistiv rapid cu referire specială la fiabilitate.

12—08. W. Dietrich — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 12 (Transformatoare) — Comutatoare cu prize de reglaj sub sarcină; noi progrese importante pentru îmbunătățirea fiabilității. Creșterea valorilor nominale și probleme importante de aplicare a lor în practică.

12—09. A. Bossi, L. Gianuzzi, E. Serena, E. Sesto, A. Babare și G. Sigaudi (Italia) — Criterii pentru controlul izolației transformatoarelor de mare putere în sistemele de 420 și 245 kV ale ENEL.

Grupa 13. Aparataj de comutație

13—01. R. Graf (Elveția) — Modificări ale tensiunii tranzitorii de restabilire prin interacțiunea dintre întrerupătoarele cu SF_6 și circuitul de încercare.

13—02. A. U. Dowell, G. E. Gardner, F. P. Matravers, R. J. Urwin și W. Watson (Marea Britanie) — O trecere critică în revistă a cerințelor privind încercările întrerupătoarelor, inclusiv întreruperea curenților mici inductivi.

13—03. A. Braun, H. Huber (Elveția) și H. Suiter (R.F.G.) — Determinarea tensiunilor tranzitorii de restabilire care apar la bornele întreruptoarelor de circuit ale generatoarelor în centralele moderne de mare putere.

13—04. S. Berneryd, C. E. Solver, L. Ahlgren și R. Eriksonn (Suedia) — Comutarea bobinelor de reactanță în derivație — Comparație între încercările de laborator și cele pe teren.

13—05. A. N. Bird, R. O. Caldwell, J. Diesendorf, S. Lowe, P. J. Medhurst, J. R. Mortiss, A. D. Stokes, L. Saunders și E. Truupold (Australia) — Cercetări efectuate în Australia referitoare la tensiunile tranzitorii de restabilire și influența interacțiunii întreruptoarelor prin încercări pe teren și calcule.

13—06. A. Ekström (Suedia), P. Joss (Elveția), H. Hartel, H. P. Lips, W. Schultz, H. Holfeld și D. Kind (R.F.G.). — Proiectarea și încercarea unui întreruptor de curent continuu la înaltă tensiune.

13—07. B. J. Calvino, G. Mazza și S. Rovelli (Italia) — Cercetarea fenomenului la trecerea prin zero a curentului în diferite condiții de solicitare ale unui întreruptor cu SF_6 cu simplă presiune.

13—08. G. C. Damstra (Olanda) — Influența parametrilor circuitului asupra întreruperii curentului și asupra supratensiunilor în circuitele inductive de medie tensiune.

13—09. J. P. Bowles, L. Vaughan (Canada) și N. G. Hingvorani (S.U.A.). — Specificații ale caracteristicilor necesare pentru întreruptoarele de curent continuu la înaltă tensiune pentru diferite utilizări în sistem.

Grupa 14. Interconexiuni în curent continuu

14—01. V. P. Fotin, V. P. Kulakov, R. A. Litaev, A. V. Sevriugov și I. P. Taratuta (U. R. S. S.) — Încercări la mutatoarele cu tiristoare de mare putere pentru tensiuni înalte la o stație experimentală în orașul Togliatti.

14—02. G. D. Breuer, C. E. Grund, R. L. Hauth și R. V. Pohl (S. U. A.). — Comportarea dinamică a sistemelor de curent alternativ cu interconexiuni pentru transport în curent continuu la înaltă tensiune.

14—03. R. A. Naatz (S.U.A.), P. Danfors și G. Hjalmarsson (Suedia) — Avantajele transportului subteran în curent continuu la înaltă tensiune în zonele de aglomerație urbană.

14—04. R. W. Haywood și W. A. Patterson (Canada) — Aplicarea sistemelor de reglaj la schemele de curent continuu de înaltă tensiune de pe rîurile Eel și Nelson pentru îmbunătățirea funcționării sistemelor interconectate.

14—05. C. Beriger, P. Etter (Elveția), J. Hengsberger și și G. Thiele (R.F.G.) — Proiectarea grupurilor de mutatoare cu tiristoare răcite cu apă pentru extinderea sistemului de transport în curent continuu la înaltă tensiune Manitoba Hydro.

14—06. W. Becker, S. Ranade, E. Rumpf și T. Wess (R.F.G.) — Sistem de reglaj pentru schemele de transport în curent continuu la înaltă tensiune de la Cabora Bassa. Criterii de proiectare, studii efectuate pe model.

14—07. E. Rumpf și J. S. H. Jarret — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 14 (Interconexiuni în curent continuu) — Privire generală asupra performanțelor sistemelor de transport și interconexiune în în curent continuu la înaltă tensiune în întreaga lume în anii 1973—1974.

14—08. S. C. Kapoor, W. Chin și L. A. Zimmerman (Canada) — Caracteristici de proiectare a sistemului Pole II pentru legătura în curent continuu de înaltă tensiune a insulei Vancouver cu mutatoare cu tiristoare.

Grupa 15. Materiale izolante

15—01. A. A. Zaky, I. Y. Megahed și M. E. El-Sharawy (Egipt) — Efectele aditivilor organici, ale solicitărilor și fazei gazoase asupra proprietăților de gazeificare și la străpungere dielectrică pentru uleiurile de transformator.

15—02. H. M. Ryan, W. L. Watson, S. J. Dale, A. Kurimoto D. J. Tedford, H. M. Banford și B. F. Hampton (Marea Britanie) — Factori care afectează rezistența dielectrică a sistemelor izolate cu SF_6.

15—03. A. Kelen — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 15 (Materiale izolante) — Probe funcționale la izolația statoarelor generatoarelor de înaltă tensiune.

15—04. T. Nitta, F. Endo, J. Ozawa și Y. Fujiwara (Japonia) Influența electrozilor și a izolatoarelor solide asupra amorsării arcului în SF_6 sub presiune.

15—05. R. Schuller și G. Liptak (Elveția) — Încercări de anduranță ale sistemelor de izolație pentru mașini rotative de înaltă tensiune.

15—06. J. Carlier, J. J. Galand, J. Gribet, A. Guyetand, M. Hérouard, S. Panni și M. Pasdeloup (Franța) — Îmbătrînirea izolației mașinilor rotative sub acțiunea tensiunii. Efectul frecvenței și temperaturii.

15—07. K. W. Plessner și E. H. Reynolds — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 15 (Materiale izolante) — Noutăți în materie de lichide pure și în amestec pentru dielectrici de înaltă tensiune.

15—08. J. C. Bobo și J. Vigreux (Franța) — Comportamentul dielectric al izolațiilor cu SF_6 la foarte înaltă tensiune.

15—09. A. H. Cookson, P. C. Bolin, H. C. Doepken, R. E. Wootton, C. M. Cooke și J. G. Trump (S. U. A.) — Cercetări recente efectuate în Statele Unite asupra efectului contaminării cu particule pentru reducerea tensiunii de străpungere la cablurile izolate cu gaze sub presiune

15—10. W. Jezierski și M. Kozlowski (Polonia) — Influența variațiilor de presiune și temperatură asupra rigidității dielectrice. Influența compoziției uleiurilor asupra vitezei de dizolvare a bulelor de gaze și asupra vitezei de formare a bulelor sub efectul cîmpului electric.

15 — 11. R. Patsch, H. Wagner și H. Neumann (R.F.G) Efectul neomogenităților asupra izolației cablurilor cu materiale poliolefinice monostrat extrudate.

Secția II. Cabluri, linii și stații

Grupa 21. Cabluri izolate de înaltă tensiune

21—01. K. Kojima, K. Hosokawa, M. Tsumoto, B. Yoda, K. Kanazawa și R. Kaneko (Japonia) — Progresul tehnic obținut în Japonia în domeniul cablurilor de înaltă și foarte înaltă tensiune izolate cu polietilenă cu structură reticulară.

21—02. C. A. Arkell, E. H. Ball, J. A. Nicholson și D. J. Skipper (Marea Britanie) — Dezvoltarea și aplicarea tehnicii răcirii forțate în domeniul cablurilor de foarte înaltă tensiune în Marea Britanie.

21—03. I. A. Gubinski, M. G. Hanukov, L. A. Kuznețov, V. I. Masold, I. B. Peșkov și N. K. Sorocikin (U.R.S.S.) — Linii de 500 kV cu cabluri pentru centrale hidroelectrice.

21—04. A. Eidinger și J. Dobsa (Elveția) — Eficiența răcirii directe și indirecte a sistemelor subterane de transport al energiei cu izolație solidă sau gazoasă.

21—05. B. J. Maddock, D. N. H. Cavins, J. Sutton, D. A. Swift, J. E. J, Cottrill, M. B. Humphries și D. E. Williams (Marea Britanie) — Cabluri supraconductoare de curent alternativ și aplicațiile lor.

21—06. G. Kardos, F. Gyulasi, J. Mazura, A. Bognar și Z. Szabo (Ungaria)—Cabluri de înaltă tensiune de construcție simplă și rezistență termică scăzută.

21—07. J. L. Williams, J. F. Shimshock, J. W. Bankokske și D. W. Purhagen (S.U.A.)—Încercări exhaustive de răcire forțată a cablurilor tip conductă la Waltz-Mill.

21—08. W. Hahn, U. Müller și E. F. Peschke (R.F.G.) — Prima linie de transport în cablu de 380 kV din R.F.G.

21—09. O. Mattisson și S. Wretemark (Suedia)—Cabluri cu izolație din materiale sintetice.

21—10. A. Bossi, F. Farneti și G. Portinari (Italia) — Criterii pentru calificarea cablurilor cu izolație din material sintetic extrudat.

21—11. G. Bahder, A. F. Corry, R. B. Blodgett, E. E. McIlveen și A. L. McKean (S.U.A.)—Progrese în domeniul cablurilor de 550 kV de tip conductă cu ulei sub presiune în S.U.A.

Grupa 22. Linii electrice aeriene

22—01. B. Holmgren, I. Landin și C. I. Lindqvist (Suedia) — Calculul LEA ținînd cont de curenții mari de scurtcircuit.

22—02. S. Fecko, J. Kruzik, F. Popolansky, L. Reiss și J. Ziaran (Cehoslovacia) — Cercetări asupra solicitărilor cauzate de acțiunea combinată a chiciurii și vîntului în Cehoslovacia.

22—03. E. H. Abilgaard, E. A. Bauer (R.F.G.) și K. L. de Lussanet de la Sablonière (Olanda) — Izolatori compuși cu tijă lungă și influența lor asupra proiectării LEA.

22—04. J. Carrasco Tuton, A. Alvaro Fernandez, J. M. Pinto Fé și C. G. Zapata Revilla (Spania) — Cercetări efectuate în Spania asupra vibrațiilor la vînt ale liniilor aeriene.

22—05. Z. Jasicki, A. Kierski, K. Lewicki și W. Cieszkowski (Polonia) — Noi linii de transport aeriene în rețeaua poloneză — experiența de exploatare.

22—06. A. Drutskoy și M. Riez (Belgia) — Caracteristicile aerodinamice ale noilor conductori pentru deschiderile mari ale liniilor aeriene.

22—07. R. R. Johnsen, K. Schjetne, M. Ervik și E. Olaussen (Norvegia) — Estimarea suprasolicitărilor cauzate de greutatea chiciurii la LEA.

22—08. J. A. Bakken, E. Nordrik, J. Huse și K. Markussen (Norvegia) — Transformarea unei linii de transport de 275 kV aflate în exploatare la 380 kV. Analiza solicitărilor mecanice și electrice.

22—09. K.M.E. Mackay, A. R. Barber și M. D. Rowbottom (Marea Britanie) — Comportamentul în funcționare a rețelei de transport a CEGB.

22—10. A. G. Frandsen și P. H. Juul — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 22 (Linii electrice aeriene) — Fenomenul unei căderi de stîlpi în cascadă. Criterii pentru dimensionare.

22—11. R. Eltschka (Austria) — Cercetări referitoare la încălzirea clemelor liniilor aeriene.

22—12. H. Mors (R.F.G.) — Fundațiile LEA și mecanizarea construcției lor.

22—13. A. Carpena, B. A. Cauzillo și P. Nicolini (Italia) — — Soluții tehnice și constructive moderne pentru noile LEA din Italia.

22—14. F. J. Quey și R. Rols (Franța) — Posibilitățile și avantajele oferite de aliajele de aluminiu A—GS/L pentru construcția LEA.

22—15. G. Karady, N. Souchereau și R. Vinet (Canada— Noi metode de încercare pentru izolatoarele din materiale sintetice.

Grupa 23. Stații

23—01. T. Takagi, H. Kenmochi, K. Sakata și N. Ito (Japonia) — Echipament capsulat de extra înaltă tensiune cu SF_6 pentru mari intensități de curent.

31—02. H. N. Scherer Jr (S.U.A.) și B. Thorén (Suedia) — Programul de cercetări pentru tensiune extrem de înaltă AEP —ASEA. Rezultate obținute pînă în anul 1975

31—03. V. V. Burgsdorf, N. P. Emelianov, J. L.Liskov, V. S. Liașenko, S. S. Rokotian și B. I. Smirnov (U.R.S.S.) — Proiectarea unei linii de transport pentru curent alternativ la tensiune extrem de înaltă, de 1150 kV.

31—04. V. N. Rikh (India)—Antretoaze de lungime variabilă — Un concept nou de proiectare a conductorilor fasciculari.

31—05. J. Johnson, K. Connelly și D. C. Smith (Australia) — Influența efectelor cîmpului electric asupra proiectării rețelelor de 500 kV.

31—06. T. M. Morong, C. H. Holley, C. E. J. Bowler și J. B. Tice (S.U.A.) — Proiectarea și încercări efectuate la filtrele de protecție împotriva oscilațiilor subsincrone la centrala Navajo.

31—07. R. A. Huse, T. R. Schneider, R. V. Snow, V. T. Sulzberger și J. Zemkoski (S.U.A.)—Aplicarea sistemelor de acumulare a energiei la întreprinderile de producere și distribuție a energiei electrice din S.U.A.

31—08. F.M.Dietrich și N. Kolcio (S.U.A.) — Fenomenul descărcărilor corona și efectele cîmpului electric la stația de încercări de la Apple Grove și la o linie de 800 kV din S.U.A.

31—09. H. L. Thanawala, W. O. Kelham și W. P. Williams (Marea Britanie) — Aplicarea compensatoarelor statice derivație combinate cu condensatoare serie pentru mărirea capacității de transport la mare distanță a liniilor de curent alternativ.

31—10. L. Paris, L. Salvaderi și M. Valtorta (Italia) — Centrale de vîrf cu posibilități de acumulare a energiei în sistemele viitoare de producere a energiei.

Grupa 32. Proiectarea și exploatarea sistemelor

32—01. J. Cladé, J. Bergougnoux, J. C. Gougeuil, G. Santucci și H. Canonge (Franța) — Studiul structurii rețelelor de transport, de interconexiune și de repartiție. Aplicație în sistemul energetic francez.

32—02. H. Elg, P. E. Molander, L. Johnsson și L. Pettersson (Suedia) — Tehnica estimării stării în sistemul suedez de transport al energiei.

32—03. T. Minakawa, B. Mikuni, K. Takahashi, I. Masumo și Y. Tamura (Japonia) — Aprecierea practică și metodele de îmbunătățire a comportării dinamice a rețelelor.

32—04. N. de Franco, J. E. Neville și J. G. René (Brazilia) — Studiul fezabilității rețelei de transport de la Itaipu (Sete Quedas).

23—02. A. J. Allaart (Olanda) — Considerații de ordin economic referitoare la conductorii pentru curenți mari în stații.

23—03. N. N. Beliakov, V. A. Verșkov, G. K. Vișneakov, A. N. Komarov, V.S. Rașkessi Iu. A. Iakub (U.R.S.S.) Instalația experimentală de 1150 kV la stația „Belii Rast".

23—04. G. L. Ford, M. Cenanovic, D. B. Craig, H. W. Huestis și T. A. Shortt (Canada) — Cercetări pentru creșterea curenților nominali la barele colectoare ale stațiilor.

23—05. O. Deter, A. Terhorst, N. Stein, W. Lehmann și W. Rameil (R.F.G.) — Influența creșterii foarte mari în viitor a curenților de sarcină și de scurtcircuit asupra proiectării stațiilor în aer liber pentru cea mai ridicată tensiune din sistemul interconectat al R. F. G.

23—06. Y. Thomas, P. Rigoet, G. Benistan, M. Kupiec, J. P. Casale, P. Roussel și J. Guillot (Franța) — Influența creșterii curenților de scurtcircuit asupra proiectării instalațiilor rețelei de transport de 400 kV a EdF.

23—07. R. J. Cakebread și A. W. van Hammel — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 23 (Stații) — Contribuții la îmbunătățirea protecției mediului în vecinătatea stațiilor de foarte înaltă tensiune.

23—08. R. F. Swoish, H. Gold, F. Jenkins, C. Demond și H. P. Le Blanc (S.U.A.) — Racordări exterioare ale stațiilor de înaltă și foarte înaltă tensiune; aspecte tehnologice și legate de protecția mediului înconjurător.

23—09. H. Scherer, J. Beehler (S.U.A.), L. Orgeret și G. Kypreos (Franța) — Stație capsulată de 800 kV cu izolație cu gaze.

23—10. G. Palante — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 23 (Stații) — Comportamentul conductorilor rigizi și al suporților lor în condiții de scurtcircuit — comparație între valorile calculate și cele măsurate.

23—11. F. Scherer și D. J. Eastaugh — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 23 (Stații) — Concepția generală a reglajului automat și protecției stațiilor și efectele sale asupra proiectării acestora.

23—12. C. W. Mott, D. F. Oakeshott (Marea Britanie), Y. Porcheron și G. Rivet (Franța), G. Mazza și A. Taschini (Italia) — Proiectarea stațiilor în sistemele de 765 și 1050 kV.

Secția III. Sisteme electroenergetice

Grupa 31. Sisteme de transport

31—01. G. Balderston, P. L. Kolarik și L. E. Zaffanella — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 31 (Sisteme electroenergetice de transport) — Linie experimentală trifazată de tensiune extrem de înaltă. Descrierea instalației de încercare și rezultate preliminare.

32—05. J. H. Banks, M. G. Dwek, P. B. Jones și B. Jones (Marea Britanie) — Perspectivele dezvoltării pe termen lung a rețelelor de transport din Anglia și Țara Galilor.

32—06. J. H. Harris, G. H. Kellie, J. N. Prewett și P. Jervis (Marea Britanie) — Două experiențe de utilizare a estimatorilor de stare din rețelele electroenergetice.

32—07. L. F. Quiroga, M. Parrondo, J. I. Rosales și J. Tamarit (Spania) — Dezvoltarea pe termen lung a rețelei de transport (1974 — 1993) într-un sistem cu o alternativă de producere nucleară a energiei.

32—08. P. Goemine, J. P. Evrard și J. P. Waha (Belgia) — Aplicarea în practică a tehnicii estimării stărilor și a siguranței rețelelor electrice din Belgia (proiectul Descartes).

32—09. F. van de Meulebroeke (Belgia) — Influența reprezentării regulatoarelor de viteză ale turbogeneratoarelor pentru studiile de stabilitate ale rețelelor energetice.

32—10. F. Flatabo, A. T. Haugen și J. Svoen (Norvegia) — Reglarea rețelei principale din Norvegia.

32—11. D. I. Azariev, V. A. Venikov, S. A. Sovolov și A. A. Haciaturov (U.R.S.S.) — Metode pentru analiza stabilității și studii de siguranță aplicate în sistemul energetic interconectat din U.R.S.S.

32—12. V. N. Manohar și M. K. Sinha (India) — Alegerea unui model de sistem energetic pentru studiul dinamicii centralelor nucleare.

32—13. C. Concordia, D. R. Davidson, D. N. Ewart, L. K. Kirchmayer și R. P. Schulz (S.U.A.) — Dinamica pe termen lung a sistemelor energetice. O nouă dimensiune a proiectării.

32—14. F. Ariatti — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 32 (Proiectarea și exploatarea sistemelor) — Teleinformatica sistemelor și estimarea stării — Trecere în revistă a aplicațiilor lor în practică și propuneri.

32—15. G. Shackshaft — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 32 (Proiectarea și exploatarea sistemelor) — Importanța parametrilor generatoarelor pentru studii de stabilitate.

32—16. F. Aschmoneit, D. Denzel, R. Graf și G. Schellstede (R.F.G.) — Dezvoltarea unui estimator de stare optimă și aplicațiile sale practice într-un sistem de calcul în timp real.

32—17. V. Vlatchkov, D. Nicolov și C. Yanev (Bulgaria) — Prognoza asupra evoluției sarcinilor în rețelele electrice.

32—18. L. Groza, G. Moraite, D. Drăgan, C. Necșulescu. D. Crețu și T. Kertesz (România) — Posibilitatea stabilizării regimurilor dinamice în rețelele electrice

32—19. V. Arcidiacono, E. Ferrari, R. Marconato și F. Saccomanno (Italia) — Analiza factorilor care afectează amortizarea oscilațiilor de joasă frecvență în sistemele cu mai multe mașini.

32—19a. Supliment la raportul 32—19.

32—20. A. Olwegard, L. Ahlgren și H. Frank (Suedia) — Condensatoare în derivație reglate cu tiristori pentru îmbunătățirea stabilității rețelelor.

Grupa 33. Supratensiuni și coordonarea izolației

33—01. J. Anjo, M. Kunishima, M. Tamura și N. Nagai (Japonia) — Realizarea unor eclatoare cu SF_6 pentru protecția aparatajului capsulat la intrările de linie de 500 kV.

33—02. E. M. Bazelian, N. N. Beliakov, M. V. Burmistrov, M. V. Kostenko, V. I. Levitov, Iu. A. Mihailov, V. S. Rașkes și O. V. Volkova (U.R.S.S.) — Forma undei de impuls de comutație și rezistența dielectrică la izolația externă pentru tensiune foarte înaltă și extrem de înaltă.

33—03. B. Wahlström, H. Holmbord (Suedia) și A. Schei (Norvegia) — Protecția împotriva supratensiunilor în stațiile capsulate cu SF_6. Principiile coordonării izolației și caracteristicile descărcătoarelor.

33—04. B. Hutzler și G. Gallet (Franța) — Contribuția fizicii în problema descărcărilor și coordonarea izolației

33—05. I. S. Benko, S. H. Gold, W. N. Rothenbuhler, L. E. Bock, I. B. Johnson și J. R. Stevenson (S.U.A.) — Supratensiuni interne și dispozitive de protecție în sistemele cu compensație de tensiune extrem de înaltă. Condensatoare în serie și bobine de reactanță derivație.

33—06. A. C. Legate, C. E. Stemler (S. U. A.), K. Reichert și N. P. Cuk (Elveția) — Limitarea supratensiunilor de comutație fază-fază și fază-pămînt; Încercări pe teren în sistemul de 550 kV al Boneville Power Administration.

33—07. M. P. Verma, G. Albrecht, H. B. Solbach și H. Niklasch (R.F.G.) — Caracteristicile izolației și ale eclatoarelor la descărcătoarele de înaltă tensiune în condiții de poluare atmosferică, inclusiv spălarea izolatoarelor sub tensiune.

33—08. C. Dubanton, J. C. Henry, H. Larrue și J. Vigreux (Franța) — Performanțele stațiilor capsulate izolate cu SF_6 la diferite solicitări dielectrice.

33—09. K. H. Weck, H. Studinger, L. Thione, A. Pigini și G. N. Alexandrov — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 33 (Supratensiuni și coordonarea izolației) — Tehnica încercărilor izolației fază-fază și ale celei longitudinale.

33—10. E. C. Sakshaug, A. Schei, A. Clerici, G. Santagostino, G. P. Mazza și A. Taschini — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 33 (Supratensiuni și coordonarea izolației) — Condiții privind caracteristicile descărcătoarelor pentru tensiuni foarte și extrem de înalte. Comparație între solicitările de energie și curent în condiții de teren și laborator prin simulare pe analizator tranzitoriu.

Grupa 34. Protecții

34—01. P. Righezza, A. Abella, J. Miroux și M. Pavard (Franța) — Stații telecomandate și automatizate cu echipament nespecializat de prelucrare a datelor.

34—02. P. Novak și B. Stedry (Cehoslovacia) — Protecția la suprasarcină a liniilor de transport.

34—03. M. Pétard, P. Deletang, J. P. Barret, M. Masselot, L. Mouton și M. Souillard (Franța) — Echipamente noi de protecție și modernizarea sistemului de protecție și de repunere în funcțiune în sistemul interconectat de tensiune extrem de înaltă din Franța.

34—04. A. El-Arabaty, S. El-Debeiky, E. Mansour, M. El-Koshairy, F. F. Faragallah și B. Bastawisi (Egipt) — Performanța releelor de protecție rapidă în timpul regimului tranzitoriu al sistemului energetic. Caracteristicile releelor statice comparate cu cele ale releelor electromagnetice.

34—05. J. Monaghan (Irlanda) — Analiza performanțelor releelor la defectele monofazate prin rezistență mare la o rețea de 110 kV cu neutrul legat direct la pămînt fără conductoare de protecție.

34—06. A. M. Fedoseev, E. D. Zeillidson și E. P. Smirnov (U.R.S.S.) — Conceptul de fiabilitate funcțională la protecțiile prin relee ale sistemelor energetice.

34—07. F. Bardiaux și M. Monseu (Belgia) — Echipament pentru protecția termică a LEA, a cablurilor subterane și a transformatoarelor de putere.

34—08. B. J. Cory, G. Dromey și B. E. Murray (Marea Britanie) — Sisteme numerice pentru protecție.

34—09. G. Dienne și F. H. Birch — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 34 (Protecții) — Scurtă dare de seamă asupra unor probleme actuale și perspectivele de dezvoltare ale dispozitivelor de protecție.

Grupa 35. Telecomunicații

35—01. M. G. J. Arce, B. I. P. Guimaraes și M. H. Marui (Brazilia) — Telecomunicații cu microunde într-o întreprindere de electricitate.

35—02. K. G. Mitiușkin (U.R.S.S.) — Sistem adaptiv pentru colectarea și transmiterea informațiilor de exploatare la dispecerul sistemului energetic.

05—03. W. H. Senn (Elveția) — O nouă metodă pentru calculul atenuării semnalului purtător pe liniile orizontale de înaltă tensiune atît în condiții normale cît și anormale.

35—04. A. Gaemers, A. H. Riesz și J. A. Coekin (Australia) — Siguranța mesajelor de control. Comenzile transmise pe canale cu curenți purtători pe linii de energie.

35—05. H. Benndorf, H. Dürrstein, H. J. Kirch și F. K. Levacher (R.F.G.) — Linie aeriană de transport al energiei și pentru telecomunicații și un dispozitiv de cuplare care asigură transportul energiei și informației în rețelele de înaltă tensiune.

35—06. J. W. Dillow, J. G. Kelly și S. A. Soutter — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 35 (Telecomunicații) — Dispozitiv de telecomunicații și telecontrol pentru comanda prin dispecer a sistemului energetic din Marea Britanie.

Grupa 36. Perturbații

36—01. K. Hlava și K. Horak (Cehoslovacia) — Considerații asupra perturbațiilor cauzate de sistemul de tracțiune electrică monofazată de 25 kV, 50 Hz.

36—02. M. Jaczewski și A. Pilatowicz (Polonia) — Curent tranzitoriu de contact în apropierea liniilor de tensiune extrem de înaltă.

36—03. J. Deuze și P. Pirotte (Belgia) — Calculul și măsurarea intensității cîmpului electric în apropierea instalațiilor sub tensiune.

36—04. P. Sarma Maruvada, N. Hyltén-Cavallius, N. Giao Trinh și M. de Vizio (Canada) — Efectele cîmpului electrostatic din vecinătatea liniilor de transport și a stațiilor de înaltă tensiune.

36—05. M. Kuussaari și A. J. Pesonen (Finlanda) — Curenții armonici măsurați pe liniile electrice de transport și perturbații induse asupra instalațiilor telefonice studiate din punct de vedere statistic.

36—06. O Vogel, R. Requa și A. Strand (R.F.G.) — Metodă de încercare a nivelului supratensiunilor tranzitorii în circuitele secundare ale noilor stații de înaltă tensiune înaintea punerii lor în funcțiune.

36—07. D. Rivière, R. Parraud și C. E. Ricketts — Raport prezentat în numele Comitetului de studii nr. 36 (Perturbații) — Perturbații radioelectrice ale liniilor aeriene : izolatoare.

36—08. C. Mihăileanu, C. Munteanu, M. Dăncilă, E. Pop, V. Stoica și S. Crișan (România) — Măsurarea cîmpului electric în apropierea echipamentului de înaltă tensiune și determinarea efectelor sale biofiziologice perturbatoare.

36—09. R. Anders (Suedia) și A. C. Campling (Marea Britanie) — Cercetări asupra perturbațiilor în circuitele secundare ale stațiilor și centralelor electrice.

Recenzii

ANATOL CARABULEA şi GHEORGHE RUŞITARU: **Optimizarea conducerii sistemelor industriale**. Editura didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1976.

Lucrarea „Optimizarea conducerii sistemelor industriale", de A. Carabulea şi Gh. Ruşitaru, se înscrie în preocupările pentru extinderea metodelor ştiinţifice de analiză şi fundamentare a deciziilor, cu referiri multiple la sistemele energetice.

Adresîndu-se cadrelor de conducere cît şi inginerilor din proiectare, construcţii-montaj şi din producţie, în prima parte a volumului sînt prezentate conceptele conducerii sistemelor de producţie sub aspectul cibernetic şi ingineriei sistemelor. În această parte se dau elemente de teoria sistemelor şi de aplicare a modelării matematice pentru studierea sistemelor. Astfel sînt menţionate metodele matematice de tip Bellman şi de tip Pontreaghin, insistîndu-se asupra modelului matematic de tip cost actualizat. De asemenea se prezintă schema logică de calcul comparativ al modelelor prezentate.

Tot în partea întîi, în capitolul privind „Conceptele ciberneticii utilizate în conducerea sistemelor industriale", se fac referiri la teoria conducerii optimale şi aplicarea teoriei lanţurilor Markov şi a ecuaţiilor Chapman — Kolmogorov, prezentîndu-se schema generală de cibernetizare a activităţii de conducere a unui sistem industrial.

Partea întîi se încheie cu un capitol privind fluxul informaţional în conducerea sistemelor de producţie, cu referiri la conceptul de comentropie, folosit în cunoaşterea stării sistemelor dinamice.

În partea a doua a lucrării se prezintă în detaliu diferitele modele utilizate pentru studiul sistemelor de producţie, ca de exemplu cele privind teoria stocurilor, teoria aşteptării, teoria echipamentelor, teoria ordonanţării. Un aspect inedit îl prezintă modelele ingineriei umane. De asemenea, în această parte sînt prezentate modelele pentru determinarea structurii cheltuielilor, ale costului şi preţului de vînzare, cît şi modele privind eficienţa economică a investiţiilor. Această parte este bogat ilustrată cu exemple concrete de rezolvare a problemelor şi scheme logice de calcul. Menţionăm de exemplu schema logică specializată pentru studiul optimizării exploatării centralelor electrice, schema logică pentru tarifarea energiei electrice şi cea pentru optimizarea factorului de putere.

În ultima parte a volumului se prezintă tendinţele privind conducerea sistemelor de producţie, cu referiri la raţionalizarea structurilor organizatorice ale sistemelor industriale. De asemenea, în această parte sînt prezentate premisele procesului de decizie în condiţii de certitudine, cu referiri la ierarhizarea procesului de luare în colectiv a deciziei şi la deciziile multicriteriale şi aplicarea teoriei utilităţilor. În cadrul modelelor de decizie prezentate în lucrare, se prezintă în mod deosebit aplicaţiile teoriei jocurilor.

Pentru folosirea efectivă a metodelor expuse, volumul cuprinde şi o serie de anexe cu tabele necesare rezolvării i problemelor de optimizare a conducerii sistemelor industriale.

Tratată într-o concepţie sistemică, de un nivel ştiinţific superior, lucrarea are un caracter inedit şi original şi pune la îndemîna cadrelor de conducere şi de specialitate tehnice şi economice o metodologie modernă de analiză, corespunzătoare exigenţelor impuse de creşterea continuă a eficienţei economice a sistemelor industriale din etapa actuală, a cincinalului revoluţiei tehnico-ştiinţifice.

Ing. **Laurenţiu Lucea**

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.S. România. Redacţia: Bucureşti, Str. Doamnei 14—16 Sectorul 4. Telefon: 15 08 90. Instituţiile pot achita abonamente pentru biblioteci şi cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Preţul unui exemplar: 5 lei. Taxele poştale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. I. c. 7283

41 401

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.311.1: 31: 338.984

Димо, П.: **Революция в концепции исследования электрических систем?**

Одновременно с современным развитием электроэнергетических систем, континентального масштаба возникли новые вопросы в области информатики, планирования и наблюдения. Классические методы анализа детерминистического характера вопреки достигнутого уровня развития являются устаревшими. Многообразие случаев, которые следовало бы рассмотреть для точных выводов, вызывает неразрешаемые вопросы в рамках современных энергосистем. ,,Показатель'' состояния, характеризуя определенные особенности системы и режима может дать ответ, касающийся возможных состояний и вероятностных эволюций. Даются примеры таких показателей и подчеркиваются качества стохастических путей исследования. Далее автор указывает выгодность использования моделей РЭИ в целях получения показателей критического состояния.

Energetica 25 (1977), № 5, стр. 125–130

ДК 621.311.2 :621.039 :621.3.016

Василеску, Н.: **Потребление энергии для производства энергии. Внешний к.п.д. станции или программы**

Анализируется важность ритма установления мощности на атомных электростанциях и формы кривой роста мощностей с точки зрения энергии нетто, отпускаемой для других целей (нужд), кроме энергетических. Предлагается определение одного внешнего к.п.д. и одного глобального к.п.д. изолированной станции или системы в развитии. Использование этого понятия позволяет произвести качественную оценку одной энергетической программы, а также произвести поправку цифр прогнозирования.

Energetica 25 (1977), № 5, стр. 131–136

ДК 621.311.25 : 621.186 : 621.165.001.2

Кертес, Н.: **Расчет влияния изменений в рабочих режимах конденсационных турбин с регулируемым отводом для городской теплофикации типа на удельное потребление тепла для производства электроэнергии**

Energetica 25 (1977), № 5, стр. 136–141

ДК 621.311.25 : 621.186 : 621.438

Наххас, А.: **Принципы выбора схем газотурбинных установок для теплофикации**

Energetica 25 (1977), № 5, стр. 141–149

ДК 621.31.064 :621.38.004.6

Панаите, В.: **Аспекты надежности автоматических переключателей высокого напряжения**

Представлены аспекты безопасности переключателей, учитывая тот факт, что эти аппараты имеют многочисленные функции в электрических сетях: коммутация для реализации схем, коммутация защиты, элемент с изоляцией. В заключение предлагается, чтобы показатель безопасности был бы расчитан в зависимости от всех использований переключателей.

Energetica 25 (1977), № 5, стр. 149–158

ДК 621.311.1 : 621.3.027(047.5)

*** * * Работы 26-й Сессии Международной Конференции Крупных Электрических сетей высокого напряжения (СИГРЭ) — Париж, 1976 г.**

Energetica 25 (1977), № 5, стр. 159–169

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.311.1: 31 :338.984

Dimo, P.: **Revolution in den Konzepten der Erforschung elektrischer Systeme?**

Gleichzeitig mit der modernen Entwicklung elektroenergetischer Systeme, die zu einem ,,kontinentalen'' Ausmass neigen, entstanden auch neue Probleme der Informatik, Planung und Überwachung. Die herkömmlichen Analyseverfahren deterministischer Art sind heute aller Entwicklung zum Trotz überholt. Die Mannigfaltigkeit analysebedürftiger Fälle im Interesse der Gewinnung zuverlässiger Schlussfolgerungen ist derart gross, dass sie im Falle ausgedehnter moderner Systeme unlösbare Fragen entstehen lässt. Die ,,Zustandsindikatoren'', welche bestimmte Eigenschaften des Systems und seiner Fahrweise angeben, können über die möglichen Zustände und ihre wahrscheinliche Entwicklung Aufschluss geben. Ferner werden Beispiele für solche Zustandsindikatoren unter besonderer Betonung der Eigenschaften stochastischer Verfahren angeführt. Dabei wird auch die Vorteilhaftigkeit der Anwendung von REI–Modellen zur Gewinnung von Indikatoren für kritische Zustände gezeigt.

Energetica 25 (1977), H. 5, S. 125–130

DK 621.311.2 : 621.039 : 621.3.016

Vasilescu, N.: **Energieverbrauch zur Energiegewinnung. Ausserer Wirkungsgrad eines Kraftwerks oder eines Programms**

Es wird die Bedeutung des Aufstellungsrhytmus von Leistungseinheiten in den Kernkraftwerken und die Gestaltung der Leistungszuwachskurve vom Standpunkt der Nettoenergie analysiert, die für andere Verwendungszwecke als die der Energieversorgung freigegeben wird. Es wird ferner eine Definition des äusseren Wirkungsgrads und des Gesamtwirkungsgrads eines verbundnetzisolierten Kraftwerks oder eines im Entwicklungsprozess begriffenen Systems vorgeschlagen. Die Einführung dieses Begriffs würde eine qualitative Gesamteinschätzung eines Energieerzeugungsprogramms sowie eine Berichtigung der Prognosezahlen ermöglichen.

Energetica 25 (1977), H. 5, S. 131–136

DK 621.311.25 : 621.186 : 621.165.001.2

Kertész, N.: **Berechnung des Einflusses von Änderungen in der Fahrweise der VT–Kondensationsdampfturbinen mit regelbarer Entnahme für städtische Fernheizung auf den spezifichen Wärmeverbrauch zur Erzeugung elektrischer Energie**

Energetica 25 (1977), H. 5, S. 136–141

DK 621.311.25 : 621.186 : 621.438

Nahhas, A.: **Grundsätze bei der Auswahl von Schaltungen für Fernheiz-Gasturbinenanlagen**

Energetica 25 (1977), H. 5, S. 141–149

DK 621.31.064 : 621.38.004.6

Panaite, V.: **Aspekte der Lebensdauer automatischer Hochspannungsschalter**

Es werden Aspekte der Lebensdauer der Hochspannungsschalter unter Berücksichtigung ihrer mehrfachen Funktionen im elektrischen Netz (Umschaltung zur Herstellung von Schaltzuständen, Schutzumschaltung, Isolationsglied) behandelt. Es wird anschliessend vorgeschlagen, dass die Lebensdauerkennzahl als Funktion aller Verwendungszwecke der HS–Schalter berechnet werden soll.

Energetica 25 (1977), H. 4, S. 149–158

DK 621.311.1 : 621.3.027(047.5)

*** * * Arbeiten der 26. Tagung der Internationalen Konferenz für elektrische Hochspannungs-Grossnetze (CIGRE), Paris, 1976**

Energetica 25 (1977), H. 5, S. 159–169

SOMMAIRE

CD 621.311.1:31:338.984

Dimo, P. : **Révolution dans les concepts de la recherche des systèmes électroénergétiques?**

Le développement moderne des systèmes électroénergétiques, qui se transforment en systèmes ,,continentaux'', pose de nouveaux problèmes d'informatique, de planification et de surveillance. Les méthodes classiques d'analyse avec un caractère déterministe, malgré les développements acquis, sont périmées. La multiplicité des cas qui devraient être analysés pour des conclusions sûres soulève des problèmes sans solutions dans les systèmes modernes complexes. Des ,,indicateurs'' d'état — caractérisant certaines propriétés du système et du régime — peuvent donner une réponse aux états possibles et aux évolutions probables. On donne des exemples des indicateurs similaires et on insiste sur les qualités des voies stochastiques, montrant la supériorité des modèles REI dans l'obtention des indicateurs pour des états critiques.

Energetica 27 (1977), no. 5, p. 125–130

CD 621.311.2 : 621.039 : 621.3.016

Vasilescu, N. : **La consommation d'énergie pour l'énergie. Le rendement externe d'une centrale électrique ou d'un programme**

L'auteur analyse l'importance du rythme d'installation des puissances dans les centrales nucléaires et de la forme de la courbe de croissance des puissances, au point de vue de l'énergie nette, disponible à d'autres buts que ceux énergétiques. Il propose la définition d'un rendement externe et d'un rendement global d'une centrale isolée ou d'un système en voie de développement. L'emploi de cette notion permet une appréciation qualitative d'un programme énergétique, dans son ensemble, tout comme la correction des chiffres de prévision.

Energetica 25 (1977), no. 5, p. 131–136

CD 621.311.25 : 621.186 : 621.165.001.2

Kertész, N. : **Le calcul d'influence des changements dans le régime du travail des turbines à condensation avec une prise réglable pour le chauffage urbain du type VT sur la consommation spécifique de chaleur dans la production d'énergie électrique**

Energetica 25 (1977), no. 5, p. 136–141

CD 621.311.25 : 621.186 : 621.438

Nahhas, A. : **Principes à choisir les schémas des installations de turbines à gas pour chauffage**

Energetica 25 (1977), no. 5, p. 141–149

CD 621.31.064 : 621.38.004.6

Panaite, V. : **Aspects de la fiabilité des interrupteurs H.T.**

On présente les aspects de la fiabilité des interrupteurs H.T. compe-tenu de fait que ces appareils ont de multiples fonctions dans les réseaux électriques : réalisations des schémas du réseau, la protection des installations électriques, manoeuvres de séparation des circuits etc. On propose en final que l'indicateur de fiabilité soit calculé en fonction de toutes les utilisations des interrupteurs.

Energetica 25 (1977), no. 5, p. 149–158

CD 621.311.1 : 621.3.027(047.5)

*** * * Compte-rendu de la 26-ème Session CIGRE — Paris 1976**

Energetica 25 (1977), no. 5, p. 159–169

CONTENTS

DC 621.311.1 : 31 : 338.984

Dimo, P. : **Revolution in the concepts of power systems researches?**

At the same time with the modern development of power systems, which become ,,continental'' systems, new informatics, planning and control problems appeared. The classical deterministic analysis methods in spite of the acquired development are old-fashioned. The multiplicity of the cases due to be analysed for some conclusions raise problems which have no solution in the large modern systems. The state ,,indicators'', characterizing certain properties of the system and regime, can give an answer concerning the possible states and the probable evolutions. Examples of such indicators are given and it is insisted on their stochastic ways quality. The REI models convenience for obtaining critical states indicators are shown.

Energetica 25 (1977), nr. 5, p. 125–130

DC 621.311.2 : 621.039 : 621.3.016

Vasilescu, N. : **Power consumption for power production. External efficiency of a power plant or of a programme**

The importance of the efficiency installment rhythm in nuclear plants as well as the power increase curve shape is analysed from the point of view of the net energy available for other purposes than the energetic ones. The defining of an external efficiency as well as of a global efficiency of an isolated plant or of a system, in development, is shown. The use of this notion enables the qualitative appreciation of a power programme, as a whole, as well as the improvement of the prognosis numbers.

Energetica 25 (1977), nr. 5, p. 131–136

DC 621.311.25 : 621.186 : 621.165.001.2

Kertész, N. : **The calculation of modification influence in the operation states of controlled intake condenser turbines for urban district heating, VT type, on the specific heat consumption for electric power production**

Energetica 25 (1977), rn. 5, p. 136–141

DC 621.311.25 : 621.186 : 621.438

Nahhas, A. : **Choice principles for the district heating gas turbines installations schemes**

Energetica 25 (1977), nr. 5, p. 141–149

DC 621.31.064 : 621.38.004.6

Panaite, V. : **Reliability aspects of high voltage automatic switches**

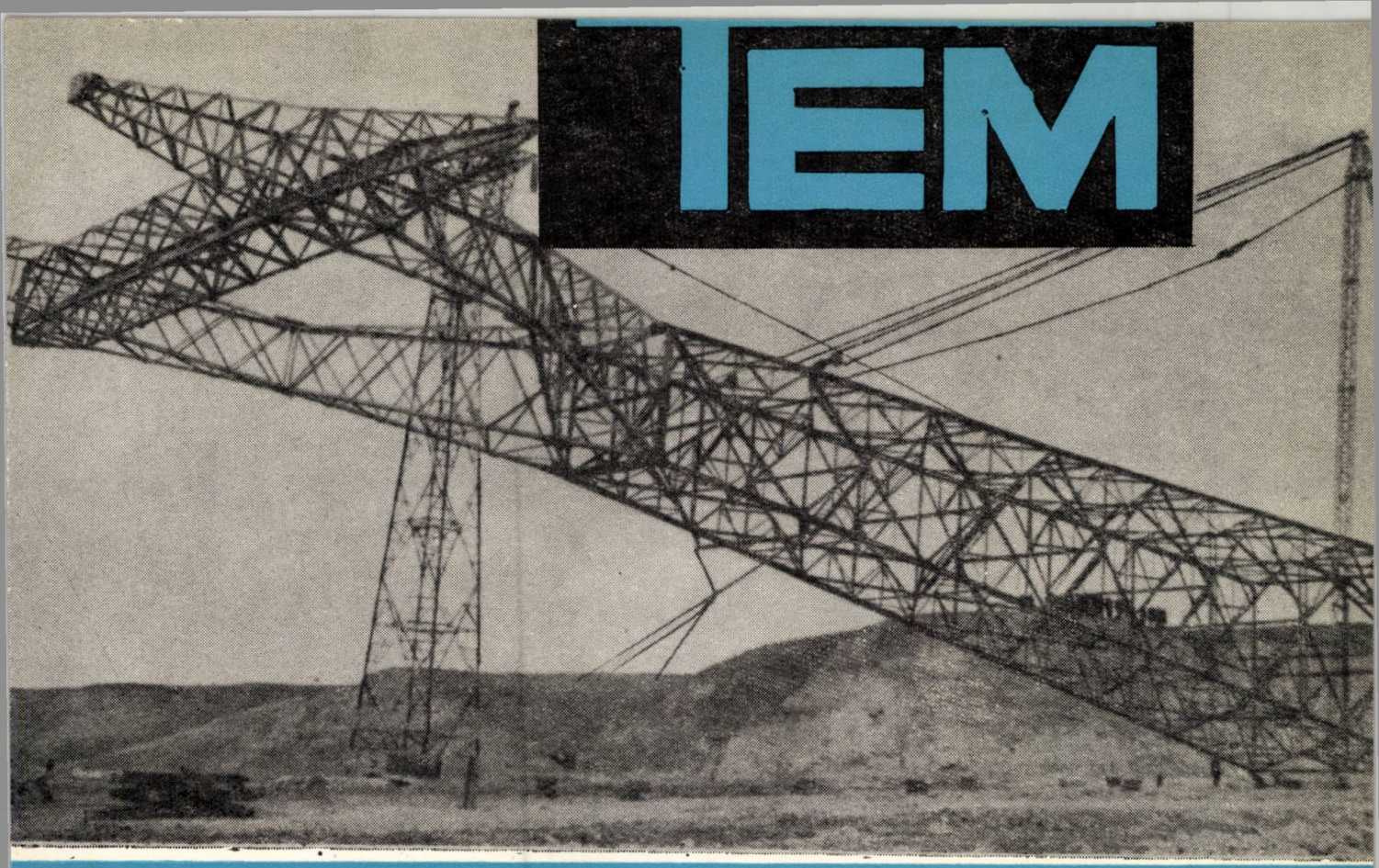
Reliability aspects of the switches taking into account the fact that these apparata have multiple functions in the electrical networks : switching for setting up schemes, protection switchings, insulation element, are presented. Finally, it is proposed that the reliability indicator should be calculated function of all switches uses.

Energetica 25 (1977), nr. 5, p. 149–158

DC 621.311.1 : 621.3.027(047.5)

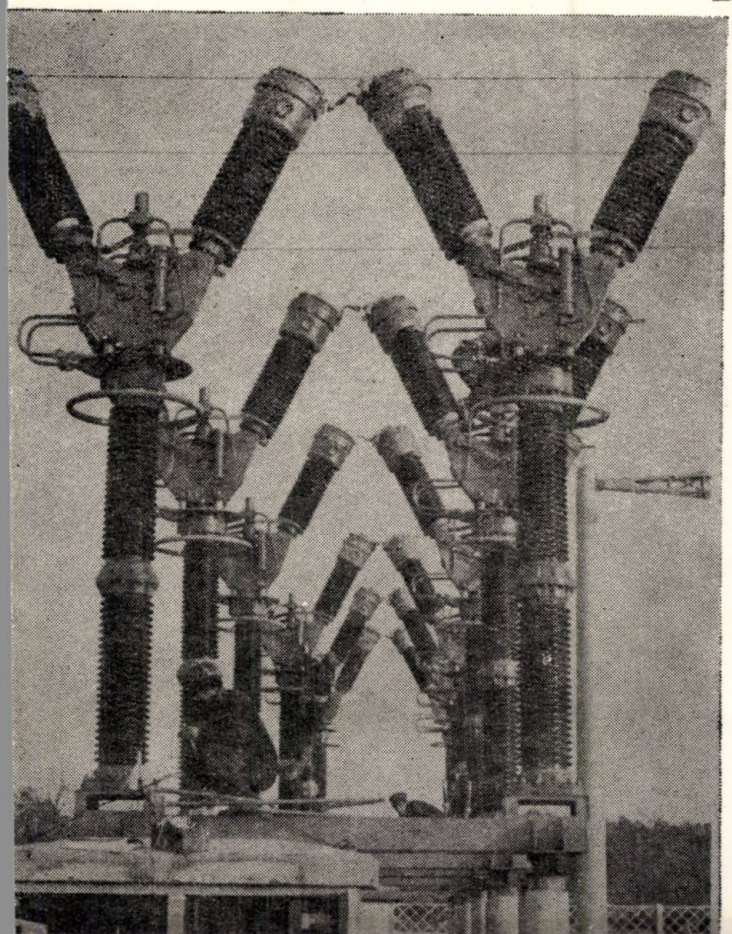
*** * * Proceedings of the 26-th CIGRE Session, Paris 1976**

Energetica 26 (1977), nr. 5, p. 159–169



La executarea instalaţiilor electrice, Trustul ELECTROMONTAJ foloseşte procedee tehnologice moderne de mare productivitate, care conduc la durate scurte de execuţie şi la un înalt nivel calitativ al lucrărilor

EXECUTĂ PRIN UNITĂŢILE SALE DE CONSTRUCŢI



- Linii electrice de foarte înaltă tensiune, 220 - 400 kV
- Linii electrice de înaltă şi medie tensiune, 6 - 110 kV
- Lucrări de joasă tensiune : iluminat stadioane, autostrăzi, aeroporturi
- Linii electrice în cabluri subterane şi subfluviale de la 1 - 220 kV
- Staţii electrice de transformare şi conexiuni de 1 - 400 kV
- Posturi de transformare şi puncte de alimentare de orice tensiune şi putere

TRUSTUL ELECTROMONTAJ
BUCUREŞTI, CALEA MOŞILOR 158
Telefon 16 63 30

1977 OKT

1977 OKT

E 2059

REFERINȚA

MW

6

VOLUMUL XXV
BUCUREȘTI
IUNIE 1977

energetica

0 6 12 18

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 25 Nr. 6 Iunie

Cuprinsul

		Pag.
L. Stanisavlievici	**Stabilirea agresivităţii apei de răcire**	173—180
N. Kertész	**Calculul influenţei modificării principalilor parametri ai ciclului termic al unei turbine cu abur cu condensaţie cu o priză reglabilă pentru termoficare urbană, de tip VT, asupra consumului specific de căldură pentru producerea energiei electrice**	181—182
I. Curtevici şi A. Segal	**Studiul regimului termic al serelor**	183—187
St. Zsembinszky, I. Voia şi V. Avram	**Eforturile hidrodinamice în partea de scurgere a turbinei-bulb**	187—197
P. Buhuş, I. Chiuţă şi Gh. Comănescu	**Alegerea secţiunilor pentru liniile la care devine economică folosirea mai multor conductoare pe fază**	197—200
St. Kilyeni, B. Luştrea, O. Crişan şi A. Buta	**Prognoza consumului de energie electrică şi putere de vîrf efectuată în zona unui IRE, utilizînd calculatorul FELIX C-256. Partea I**	201—206
D. Iacob	**Comportarea turbogeneratoarelor echipate cu sisteme de excitaţie cu maşini de curent alternativ şi redresoare rotative, în cazul fenomenelor tranzitorii**	207—211
CRONICĂ		
R. Sfichi	**A doua consfătuire a energeticienilor din judeţele Suceava şi Botoşani**	212—214

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului ştiinţific
al Institutului central de cercetări energetice

Stabilirea agresivității apei de răcire

Ing. L. Stanisavlievici *)

Comportarea apei de răcire față de materialele de construcție și de metalele folosite în instalațiile de răcire — agresivă sau incrustantă — se stabilește apriori folosind de regulă una din metodele :

— Prin calcul, din datele analitice ale apei, bazat pe conceptul echilibrului chimic dintre bicarbonatul de calciu și bioxidul de carbon liber pe care le conține apa.

Este o metodă elaborată de mult, strict valabilă numai în anumite condiții precise, ajustată pe parcursul timpului și recomandată încă în literatura tehnică, chiar de dată recentă.

— Prin măsurarea curentului de coroziuni, cu metode potențiometrice și galvanometrice. Aceste metode permit numai stabilirea agresivității apei față de metale ; sînt metode moderne, încă perfecționabile, proprii problematicii în cauză. Agresivitatea apei față de materialele de construcție ale instalației de răcire, provocată de contactul ei cu aerul poluat, nu se poate predetermina cu nici una din metodele amintite mai sus. Vom analiza în cele ce urmează structura și valabilitatea primei metode.

*

Metoda bazată pe teoria echilibrului chimic în apă al sistemului $H_2O-Ca^{2+}-CO_2$ are mai multe variante, elaborate succesiv în timp, în intenția de a elimina imperfecțiunile cu care este afectată. Utilitatea ei este uneori contestată în publicațiile de specialitate, dar numai ca valabilitate pentru cazurile cînd apa circuitului de răcire este condiționată (tratată) cu stabilizatori, inhibitori de coroziune sau biocide. În general este încă apreciată utilitatea ei.

Menționarea acestei metode și folosirea ei în continuare impun a analiza fundamentarea ei teoretică pentru a putea delimita eventuala posibilitate de a o aplica.

Pentru aceasta, vom analiza critic premisele teoretice ale metodei, exemplificînd apoi aplicarea ei prin cîteva variante în uz ; concluziile sînt valabile și pentru celelalte variante.

*

În apa de adaos la circuitul de răcire — mai puțin salină și mai rece decît apa din circuit — tratată mai simplu sau mai complex, după caz, sistemul $H_2O-Ca^{2+}-CO_2$ este practic în echilibru chimic la temperatura dată.

În turnul cu răcire umedă, apa circuitului de răcire este în contact intim cu aerul ; se poate deci admite că sistemul $H_2O-Ca^{2+}-CO_2$ atinge un echilibru chimic, la temperatura dată, în apa din bazinul turnului.

Însă amestecul acestor două ape, cu temperaturi și conținuturi diferite de săruri, nu permite realizarea unui echilibru chimic decît atîta timp cît apa este în contact cu atmosfera și păstrează o temperatură practic constantă.

De-a lungul circuitului de răcire însă, temperatura apei variază continuu, parcurgînd valori maxime și valori minime ; în circuite complexe pot exista chiar mai multe zone cu temperaturi ridicate, inegale între ele.

În fine, o serie de factori interferenți tind să perturbe acest echilibru ; chiar dacă toți acești factori sînt cunoscuți, ca și intensitatea interferenței lor — ceea ce nu este cazul — măsurarea sistematică a lor și urmărirea influenței lor nu sînt posibile în condițiile din exploatare. La aceasta se adaugă, în unele exploatări, pătrunderea deliberată a unor deversări de apă din fabricație (reziduale), convențional curate.

Prin urmare, metoda bazată pe teoria echilibrului chimic în apă dintre bicarbonatul de calciu și bioxidul de carbon, liber, din apă, este lipsită de condiții adecvate care să-i poată conferi, în practică, o garanție de exactitate.

Literatura tehnică mai recentă precizează că metoda echilibrului chimic pentru aprecierea agresivității apei de răcire față de metale are un domeniu indicat de aplicare în sistemul de răcire fără turn, de trecere. Este de observat că factorii perturbanți sînt mai reduși la număr într-un asemenea sistem de răcire, însă ei tot există și, principial, problematica nu este modificată. Eventuale măsuri de intervenție, bazate pe această metodă, ar fi suportabile economicește doar la circuite care vehiculează debite mici.

În sistemul de răcire fără turn, cu recirculare, metoda bazată pe teoria echilibrului chimic în apă ar fi, teoretic, mai justificată. Dar în acest caz aplicarea ei nu are obiect, deoarece apa de adaos și apa circuitului trebuie să fie lipsite complet de impurități, în suspensie sau în soluție.

Expresia pentru practica exploatării a metodei echilibrului chimic este fundamentată pe relația dintre alcalinitatea m și indicele pH, care este formulată în diferite moduri, în intenția de a fi cît mai adecvată, de unde și variantele care sînt în uz.

*

În analiza acestei expresii trebuie făcute în prealabil unele precizări privind alcalinitățile p și m ale apei.

Determinarea alcalinităților p și m în apele naturale corespunde în sens general la titrarea cu un acid tare (HCl) a componenților cu reacție bazică din apă, în prezența unor indicatori specifici. Pentru nevoile practicii, acest sens general este limitat în mod deliberat, cum vom vedea mai departe.

*) Ing. L. Stanisavlievici este cercetător științific principal la ICEMENERG.

Apa tratată chimic, ca și apa recirculată în sistemul cu turn și răcire umedă, conține și alte combinații chimice afară de cele de origine naturală : din excesul de reactivi adăugați la tratare sau la condiționare, precum și poluanții aerului, dizolvați la contactul cu atmosfera.

În cazul acestor ape — care interesează în mod deosebit în problematica lucrării de față— alcalinitățile p și m corespund, în general, următorilor ioni sau grupuri de ioni :

Cationi : Na^+, NH_4^+, Ca^{2+}, Mg^{2+}

Anioni : alcalinitate $p = OH^-$, $1/2\ CO_3^{2-}$, $1/3\ PO_4^{3-}$, SiO_4^{4-}, SO_3^{2-}, NO_3^-

alcalinitate $m = HCO_3^-$, CO_3^{2-}, OH^-, $2/3PO_4^{3-}$, $1/2PO_4^{2-}$, SiO_4^{4-}, SO_3^{2-}, NO_3^-

Nu toți acești ioni sau grupuri de ioni pot coexista în apă, deoarece apar interacțiuni modificatoare. Pentru sistemul de care ne ocupăm, precizăm că :

pot coexista : HCO_3^- și CO_3^{2-}, sau

CO_3^{2-} și OH^-

nu pot coexista : HCO_3^- și OH^-

Mecanismul chimic care determină aceste condiții poate fi schematizat în modul următor :

Admitem că în apă există concomitent ionii HCO_3^-, CO_3^{2-} și OH^-.

Din ionizarea anionului HCO_3^- (a bicarbonaților dizolvați) apar în soluție și cationi H^- ; între concentrația acestora și a ionilor OH^- pot exista următoarele relații :

a) $[H^+] > [OH^-]$; ionii se combină în cantități echivalente dînd H_2O ; apa este ionizată, dar concentrațiile minimale care apar pot fi neglijate. În soluție rămîne excesul de ioni H^+ ; acesta interacționează, echivalent cu ionii CO_3^{2-}. În final, soluția conține ionii : HCO_3^- și CO_3^2 (care nu a interacționat cu H^+).

b) $[H^+] = [OH^-]$. Ionii se combină între ei ; în soluție rămîn practic numai ioni CO_3^{2-}, (neglijînd ionizarea apei).

c) $[H^+] < [OH^-]$; apa are un caracter alcalin, ceea ce favorizează ionizarea ambelor trepte ale acidului carbonic liber și a ionilor HCO_3^- din bicarbonați. Toți ionii H^+ se combină cu ionii $[OH^-]$, în soluție rămînînd numai ionii CO_3^{2-} și excesul de ioni OH^-.

În toate aceste cazuri nu există simultan în soluție ambii ioni HCO_3^- și OH^-.

Reacțiile menționate mai sus sînt influențate în desfășurarea lor de numeroși factori, ca : temperatura soluției, concentrația absolută și relativă a ionilor prezenți simultan în apă etc. Acești factori se modifică continuu pe parcursul circuitului termic în timpul exploatării. Ioni incompatibili pot coexista un timp oarecare și în concentrație forte redusă ; din punct pe vedere practic, această posibilitate poate fi neglijată, mai ales că ea nu poate fi exprimată comod printr-o relație matematică simplă.

În apele naturale, normale, nepoluate și netratate chimic se admite ca o definiție simplificată că :

— alcalinitatea $p = 0$

— alcalinitatea m = duritatea temporară.

În cazul apelor alcaline, naturale, printr-o simplificare mai accentuată, se admite că :

— duritatea permanentă = 0

— duritatea totală = duritatea temporară

— alcalinitatea $p = 0$ sau $\neq 0$

— alcalinitatea $m = [HCO_3^-]$

ceea ce implică :

alcalinitatea $m >$ duritatea temporară

$$[Ca^{2+} + Mg^{2+}] < [HCO_3^-]$$

Conținutul în $NaHCO_3$ al acestor ape este diferit, în raport cu proveniența lor : de suprafață sau subterane, și în acest din urmă caz, după adîncimea și specificul stratului acvifer.

Bicarbonatul de sodiu se poate descompune (parțial) în carbonat de sodiu chiar la temperatura ambiantă, dacă acidul carbonic astfel format poate fi eliminat din apă ; hidroliza carbonatului de sodiu poate aduce un aport de ioni OH^-. Descompunerea termică a bicarbonatului de sodiu și hidroliza carbonatului de sodiu sînt reacții reversibile ; prin urmare, în aceste ape pot coexista ionii HCO_3^- și OH^-, temporar sau permanent , dar în concentrații foarte mici, mai ales la temperatura ambiantă.

*

În realitate, alcalinitățile p și m corespund la neutralizarea unei diversități de combinații chimice dizolvate în apă ; multe dintre acestea pot fi prezente simultan în soluție, în special în apa din circuitul de răcire a sistemului cu turn și răcire umedă, care este supusă la concentrare, la poluare de către atmosferă și la condiționare.

Din aceste motive, anionii care corespund alcalinităților p și m — detaliate mai înainte — nu mai corespund relațiilor simplificate amintite, ci unor relații mai complexe, prezentate sinoptic în tabelul 1.

Notațiile folosite sînt, pe lîngă cele cunoscute p și m, următoarele, toate exprimate în mval/kg :

p' — corespunde la $-p$, adică la titrarea cu o soluție NaO_4 a NaH_2PO_4, care a luat naștere la titrarea cu acid clorhidric a fosfatului trisodic, în prezența indicatorului fenolftaleina ;

Σac — suma concentrațiilor anionilor acizilor minerali, ca $[SO_3^{2-}]$, $[NO_3^-]$, din apa circuitului de răcire ;

d — duritatea totală ;

Tabelul 1

Relaţiile dintre alcalinităţile p şi m din apă

Dacă p este / atunci	HCO_3^- total	HCO_3^- alcalin	CO_3^{2-}	OH^-
0	$m - (p' + \Sigma\, ac)$	$m - (p' + d + \Sigma\, ac)$	0	0
$< \frac{m}{2}$	$(m + SiO_4) - (2p + NH_4 + p' + \Sigma\, ac)$	$(m + SiO_4) - (2p + NH_4 + p' + d + \Sigma\, ac)$	$2(p + NH_4 - SiO_4)$	0 pînă la : $m - Ca$
$= \frac{m}{2}$	0	0	$2(p + NH_4 - p' - SiO_4)$	0
$> \frac{m}{2}$, $< m$	0	0	$2(m - p - NH_4 - p' - SiO_4)$	$2(p - NH_4) - m + \Sigma ac - SiO_4$
$= m$	0	0	0	$p + NH_4 - SiO_4$

SiO_4 — concentraţia anionilor SiO_4^{4-}, din silicaţii alcalini ;
NH_4 — concentraţia cationilor NH_4^+ ;
Ca — concentraţia cationilor Ca^{2+}.

Ionii OH^- din apa naturală netratată, respectiv nepoluată (trecuţi în tabelul 1), pot avea diferite proveniențe :

— din ionizarea apei ; la temperatura ambiantă, aportul acestor anioni poate fi neglijat (ca şi acela al cationilor H^+, cum s-a menţionat mai înainte) ;

— din bicarbonatul de magneziu, care, prin descompunerea termică, trece în carbonatul respectiv ; acesta hidrolizează uşor contribuind cu ioni OH^-. La limită, contribuţia corespunde la : $[OH^-] = [Mg^{2+}]$.

În contact cu atmosfera poluată, apa din circuitul de răcire poate conţine hidroxid de amoniu, care prin disociere aduce un aport de ioni OH^-.

În cazul apelor alcaline naturale, prezenţa bicarbonatului de sodiu creează o situaţie similară cu aceea a bicarbonatului de magneziu. La limită, aportul corespunde la :

$$[OH^-] = [Na^+].$$

În acest caz, se pot scrie relaţiile :

$$[HCO_3^-] - [Ca^{2+} + Mg^{2+}] = [NaHCO_3]$$

respectiv : $m - d = Na$

şi : $d - Ca = Mg$

Valoarea-limită a concentraţiei ionilor OH^- este, în cazul acestor ape :

$$[OH^-] = [Na^+ + Mg^{2+}],$$

de unde : $[OH^-] = m - d + d - Ca = m - Ca$, astfel cum apare în tabelul 1.

Din acelaşi tabel apare că alcalinităţile p şi m nu pot fi reprezentate corect prin relaţii simplificate de felul acelora care stau la baza metodei echilibrului chimic al sistemului :

$$H_2O - Ca^{2+} - CO_2.$$

Chiar corectate conform precizărilor din tabelul 1, valorile obţinute pentru alcalinităţile p şi m nu sînt totuşi riguros exacte ; erorile datorate diferitelor interacţiuni se accentuează în domeniul concentraţiilor mici (adică la valori < 1 mval/kg).

Relaţia dintre alcalinitatea m şi indicele pH

Sursele de ioni H^+ — determinate pentru indicele pH — în apa circuitului de răcire, eventual poluată, pot fi :

— Ionizarea în două trepte a acidului carbonic, respectiv ionizarea anionului HCO_3^- a bicarbonaţilor dizolvaţi :

$$\text{Tr. I} \quad H_2CO_3 \rightleftharpoons HCO_3^- + H^+$$
$$\text{Tr. II} \quad HCO_3^- \rightleftharpoons CO_3^{2-} + H^+$$

— Ionizarea în trei trepte a acidului ortofosforic, respectiv a anionului ortofosfaţilor dizolvaţi în apă (proveniţi de regulă din dozare de reactiv).

$$\text{Tr. I} \quad H_3PO_4 \rightleftharpoons H_2PO_4^- + H^+$$
$$\text{Tr. II} \quad H_2PO_4^- \rightleftharpoons HPO_4^{2-} + H^+$$
$$\text{Tr. III} \quad HPO_4^{2-} \rightleftharpoons PO_4^{3-} + H^+$$

— Ionizarea, în diferite trepte, a acizilor : ortisilicic, sulfuros, sulfuric, azotos şi azotic ; dintre aceştia unii sînt de origine naturală, alţii provin din poluarea apei şi a atmosferei din zonă.

— Ionizarea acizilor organici ai combinaţiilor chimice, de origine naturală sau industrială (poluarea sursei de apă).

Dintre aceşti acizi sau a combinaţiilor lor chimice predomină în apa circuitului de răcire acidul carbonic cu combinaţiile sale : bicarbonaţii şi carbonaţii.

Simplificînd problematica şi neluînd în seamă, în mod deliberat, contribuţia în ioni H^+ a altor acizi din apă, în afară de acidul carbonic, a fost stabilită o relaţie matematică între alcalinitatea m şi indicele pH ale unei ape date. Această relaţie, din motivele menţionate mai înainte, nu poate avea un caracter bine definit, nici o valoare constantă în condiţiile de funcţionare a unui circuit de răcire, cu turn şi răcire umedă.

O asemenea relaţie trebuie să posede o fundamentare teoretică, iar aceasta, la rîndul ei, trebuie să ţină seama de factorii interferenţi, de intensitatea lor şi de sensul acţionării lor. Astfel, relaţia are o valabilitate limitată, respectiv este lipsită de o asemenea valabilitate. În condiţiile reale care domnesc într-un circuit de răcire, cu turn şi răcire umedă, precizarea lor printr-o relaţie corectă şi totodată comodă de manipulat este iluzorie, informaţiile primite printr-o asemenea „formulă" putînd fi de-a dreptul eronate (mai ales în cazul apelor poluate de substanţe organice).

Menţinerea echilibrului chimic al sistemului $H_2O—Ca^{2+}— CO_2$, cu scopul de a evita descompunerea bicarbonatului de calciu, depinde esenţialmente de presiunea parţială a bioxidului de carbon asupra soluţiei şi de temperatura soluţiei. În circuitul de răcire cu turn şi răcire umedă acest echilibru este realizat, pentru un anumit timp, la ieşirea din turn a apei (în bazinul turnului), deoarece numai în acest loc cele două condiţii determinante sînt îndeplinite simultan. Pe parcursul circuitului, temperatura apei variază continuu, antrenînd reacţii chimice între substanţele în soluţie în apă sau între acestea şi materialele şi metalelele din circuitul de răcire.

Prin descompunerea termică a bicarbonaţilor de calciu, de magneziu şi de sodiu, ia naştere bioxid de carbon liber, în afară de cel existent în apă dizolvat din atmosferă. În condiţii favorabile, reversibilitatea reacţiilor care au avut loc consumă o parte sau tot bioxidul de carbon liber din apă. Dacă însă acest exces a fost eliminat din apă, reacţiile de descompunere devin ireversibile.

Acest mecanism se desfăşoară, în circuitul de răcire, cu intensitate variabilă, în timp şi în loc. Intervin aici şi factorii care influenţează solubilitatea carbonatului de calciu format.

Curbele din figura 1 reprezintă valorile gradului de descompunere termică a bicarbonatului de calciu, în raport cu temperatura apei şi cu timpul de retenţie; figura 2 redă aceste valori pentru bicarbonatul de sodiu.

Valorile curbelor din figura 2 pot servi, orientativ, şi pentru gradul de descompunere termică a bicarbonatului de magneziu. Se admite că aceste două din urmă substanţe nu necesită bioxid de carbon de echilibru (aferent); gradul lor de descompunere termică este mai redus decît acela al bicarbonatului de calciu.

Hidroliza carbonatului de magneziu şi a carbonatului de sodiu, proveniţi din descompunerea termică a bicarbonaţilor respectivi, depinde de temperatura soluţiei, de salinitatea acesteia şi de posibilitatea ieşirii bioxidului de

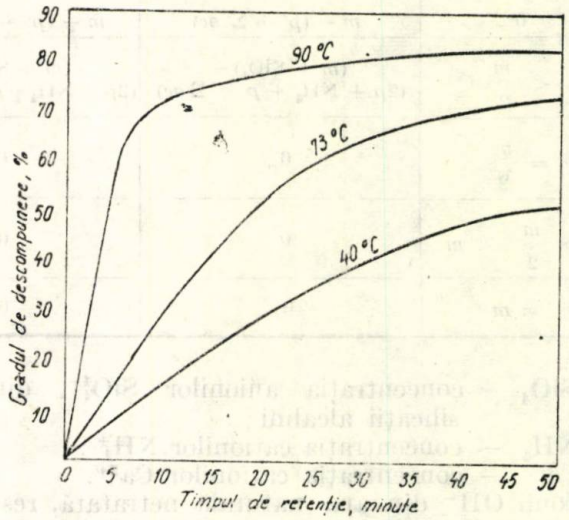


Fig. 1. Descompunerea termică a bicarbonatului de calciu în raport cu temperatura apei şi cu timpul de retenţie.

carbon format, din soluţie. Creşterea concentraţiei în apă a ionilor OH^- frînează bineînţeles hidroliza. Hidroxidul de magneziu fiind foarte puţin solubil în apă, iar hidroxidul de sodiu, dimpotrivă, foarte solubil, mecanismul hidrolizei acestor carbonaţi nu decurge în mod identic; în consecinţă calculele respective nu se pot înlocui reciproc.

Curba din figura 3 dă valorile solubilităţii în apă pură a carbonatului de calciu, în raport cu temperatura, soluţia fiind în echilibru chimic cu bioxidul de carbon din atmosferă. Curba din figura 4 arată variaţia solubilităţii hidroxidului

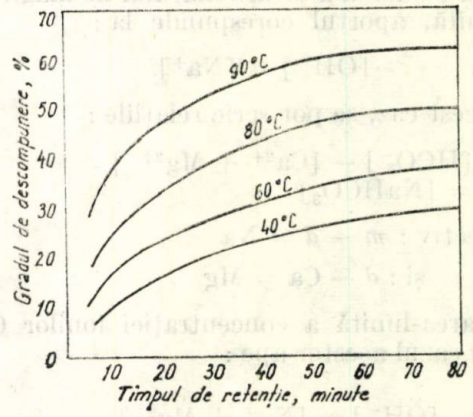


Fig. 2. Descompunerea termică a bicarbonatului de sodiu în raport cu temperatura şi cu timpul de retenţie.

de magneziu în apă, în raport cu temperatura acesteia. Solubilitatea ambilor compuşi scade odată cu creşterea temperaturii apei şi pot apă-

rea precipitări în zonele mai calde ale circuitului de răcire, la depășirea limitei lor de solubilitate. Din considerente tehnice, concentrația sărurilor apei, în general, ar trebui să fie cît mai redusă; considerente pur economice impun, dimpotrivă,

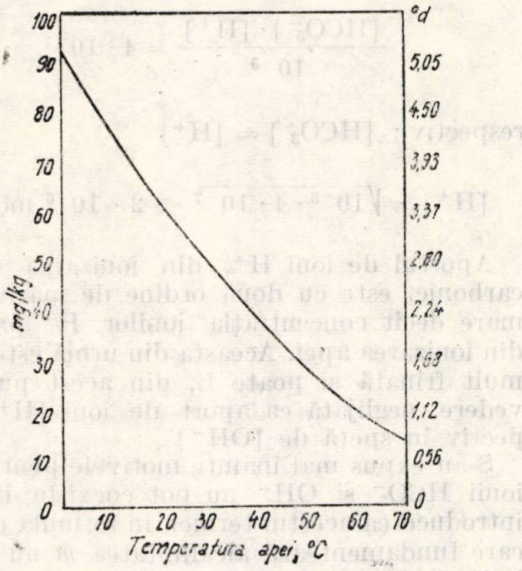


Fig. 3. Solubilitatea $CaCO_3$ în apa pură, în echilibru chimic cu CO_2 din aer (pres. p. 3.10^{-4} at).

menținerea unor concentrații cît mai mari de săruri în apă. În fine, considerente ecologice impun aceleași exigențe ca cele de ordin tehnic. Soluția aleasă în practică nu este totdeauna cea optimă, iar considerentele care stau la baza metodei echilibrului chimic al sistemului H_2O — $-Ca^{2+} - CO_2$ nu sînt satisfăcute și în nici un caz nu pot fi generalizate valabil.

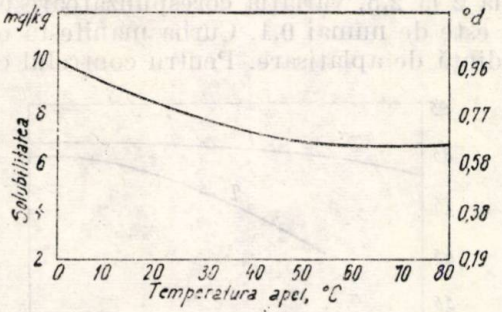


Fig. 4. Solubilitatea hidroxidului de magneziu în apă.

La stabilirea prin calcul a indicelui pH, aportul de ioni H^+ trebuie evaluat în mod corect și pentru aceasta trebuie luate în considerare, pe lîngă constantele de ionizare a acidului carbonic, și constantele de ionizare a celorlalți acizi prezenți, sau a sărurilor ionizabile în soluție, pe care le-am indicat mai sus.

Ionizarea compușilor chimici, depinzînd de concentrația lor reală în apă, de concentrația relativă a lor, de temperatura soluției și încă de alți factori, poate lua valori diferite în condițiile circuitului de răcire decît cele determinate în laborator.

Constantele de ionizare, ca valori sigure, se cunosc în genere pentru temperaturile „camerei" (ambiante); pentru unele substanțe se cunosc valorile și la temperaturi mai ridicate, dar nu toate sînt sigure. De altfel, constantele de ionizare indicate în literatura tehnică prezintă valori diferite, după autorii măsurătorilor făcute, ceea ce nu contribuie la simplificarea problematicii.

Substanțele specificate mai înainte ca avînd un rol mai important în aportul de ioni H^+ au următoarele constante de ionizare:

Acidul carbonic, în prezența gazului CO_2 în apă, la 25°C

$$K_1 = 4{,}31 \cdot 10^{-7}$$
$$K_2 = 5{,}65 \cdot 10^{-11}$$

Acidul ortofosforic, la 18°C

$$K_1 = 8{,}1 \cdot 10^{-3}$$
$$K_2 = 6{,}0 \cdot 10^{-8}$$
$$K_3 = 1{,}8 \cdot 10^{-12}$$

Acidul silicic, la 30°C

$$K_1 = 2{,}2 \cdot 10^{-10}$$
$$K_2 = 2 \cdot 10^{-12}$$
$$K_3 = 1 \cdot 10^{-12}$$
$$K_4 = 1 \cdot 10^{-12}$$

Acidul sulfuric, la 18°C

$$K_1 = 1{,}54 \cdot 10^{-2}$$
$$K_2 = 1{,}02 \cdot 10^{-7}$$

Acidul azotos, la temperatura normală

$$K = 4 \cdot 10^{-4}$$

Acizii anorganici menționați aici au constante de ionizare foarte diferite ca valoare; concentrația lor în apă este de asemenea foarte variată și supusă modificărilor; parcurgerea treptelor de ionizare ale acizilor polibazici este dependentă de numeroși factori interferenți și nu este în toate cazurile completă; în fine, la temperaturi diferite, astfel cum există în circuitul de răcire, constantele de ionizare iau alte valori, care în condiții de exploatare nu se pot măsura. În consecință, aportul de ioni H^+ — deci indicele pH — în apa circuitului de răcire nu se poate exprima printr-o expresie matematică simplă, și dacă se folosește o asemenea expresie

ea nu poate fi decît aproximativă, lipsită de rigoare ştiinţifică.

Exprimarea relaţiei dintre alcalinitatea m şi indicele pH printr-o formulă comodă de manipulat comportă o simplificare atît de pronunţată, încît o lipseşte de vreo semnificaţie valabilă.

★

Să analizăm o asemenea relaţie dintre alcalinitatea m şi indicele pH, figurînd în literatura tehnică de dată recentă.

Formula de bază are expresia următoare :

$$\text{alcalinitate } m = [HCO_3^-] + [CO_3^{2-}] + [OH^-]$$

Termenii ei sînt astfel definiţi

$$[HCO_3^-] = \frac{K_1}{[H^+]} \cdot c \cdot P_{CO_2}$$

$$[CO_3^{2-}] = \frac{2 \cdot K_1 \cdot K_2}{[H^+]^2} \cdot c \cdot P_{CO_2}$$

$$[OH^-] = \frac{K_w}{[H^+]}$$

în care

K_1, K_2 reprezintă constantele celor două trepte de ionizare ale acidului carbonic, la temperatura ambiantă ;

c — solubilitatea gazului CO_2 în apă, la temperatura dată, la presiunea parţială : $CO_2 = 1$ at, în mol/kg ;

P_{CO_2} — presiunea parţială a bioxidului de carbon din aer, în at ;

K_w — produsul ionic al apei.

La 25°C, temperatură pentru care este dată exemplificarea relaţiei, valoarea c este de : $3{,}1 \cdot 10^{-2}$ mol/kg, respectiv 1,36 g/kg.

După cum rezultă din formulă, aportul de ioni OH^- este dedus din valoarea produsului ionic al apei la 25°C : $K_w = 10^{-14}$.

Corect este însă a folosi constanta de ionizare a apei, care la 25°C are valoarea : $K_a = 1{,}8 \cdot 10^{-16}$. În lipsa vreunui aport străin de ioni OH^-, concentraţia acestora este : $[OH^-] = 1{,}3 \cdot 10^{-8}$ mol/kg. Prezenţa unor ioni H^+ străini, de pildă în cazul prezent, din ionizarea acidului carbonic, frînează ionizarea apei, încît concentraţia ionilor OH^- poate fi în realitate mai mică decît valoarea : $1{,}3 \cdot 10^{-8}$ mol/kg dată mai sus.

Aportul de ioni H^+, din ionizarea acidului carbonic, treapta I, se poate aprecia în felul următor :

Solubilitatea bioxidului de carbon în apă, la 25°C, în echilibru cu aerul atmosferic, este de 0,4 mg/kg, corespunzînd la 10^{-5} mol/kg. Din constanta de ionizare, K_1, a acidului carbonic se obţine :

$$\frac{[HCO_3^-] \cdot [H^+]}{10^{-5}} = 4 \cdot 10^{-7}$$

respectiv : $[HCO_3^-] = [H^+]$

$$[H^+] = \sqrt{10^{-5} \cdot 4 \cdot 10^{-7}} \rightarrow 2 \cdot 10^{-6} \text{ mol/kg}$$

Aportul de ioni H^+, din ionizarea acidului carbonic, este cu două ordine de mărime mai mare decît concentraţia ionilor H^+ proveniţi din ionizarea apei. Aceasta din urmă este foarte mult frînată şi poate fi, din acest punct de vedere, neglijată ca aport de ioni $[H^+]$, respectiv în speţă de $[OH^-]$.

S-au expus mai înainte motivele pentru care ionii HCO_3^- şi OH^- nu pot coexista în apă ; introducerea acestui termen în formula de bază care fundamentează alcalinitatea m nu contribuie nici din acest punct de vedere la exactitatea ei.

Curba *1* din figura 5 este transpunerea grafică a raţionamentului care a stat la baza elaborării relaţiei : alcalinitate m/indicele pH. Ea nu are vreo utilitate practică în exploatarea circuitului apei de răcire. Variaţia indicelui pH pentru valori ale alcalinităţii m pînă la circa 1 mval/kg este sesizabilă ; însă în intervalul dintre această valoare şi cele menţinute (respectiv tolerate) în genere în apa recirculată, variaţia indicelui pH este foarte mică. Astfel, la variaţia lui m de la 2 la 2,5, variaţia corespunzătoare pentru pH este de numai 0,1. Curba manifestă o netă tendinţă de aplatisare. Pentru controlul curent

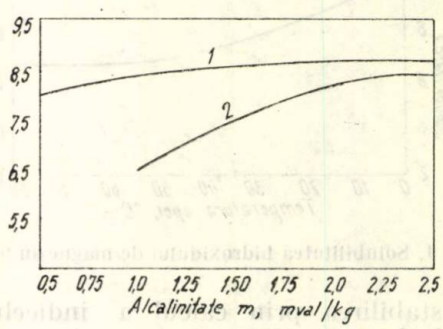


Fig. 5. Relaţia m/pH, la 25°C, în apa unui circuit de răcire industrial.

1 — valori calculate ; *2* — valori măsurate.

în exploatare, asemenea diferenţe sînt neconcludente, ele putînd scăpa controlului, sau să fie cauzate de alte interferenţe.

În apa circuitului de răcire au loc continuu mecanisme de natură fizică sau chimică, avînd intensitate diferită în diferitele zone ale circui-

tului; atingerea unui echilibru chimic dinamic nu poate fi decît efemeră.

Curba *2* din figura 5 arată variaţia indicelui *p*H măsurată în apa unui circuit de răcire, cu turn şi răcire umedă. Locul măsurătorilor a fost bazinul turnului, temperatura apei circa 25°C; apa de adaos este tratată prin coagulare-floculare, decarbonatată concomitent parţial, cu var; apa din circuit nu este condiţionată. Alura curbei *2* este diferită de aceea a curbei *1*; diferenţa marcantă se datorează desigur efectului unor factori interferenţi, ca cei analizaţi aici, sau alţii, neidentificabili. Valorile astfel măsurate corespund unei situaţii specifice şi nu pot avea o valabilitate generală, cum pretind acelea obţinute cu ajutorul relaţiei analizate aici.

Indici de saturaţie, de stabilitate şi de agresivitate

Folosind relaţii matematice bazate pe raţionamente similare celor trecute în revistă aici, simplificînd deliberat interacţiunile care determină mecanismul echilibrului chimic al sistemului $H_2O-Ca^{2+}-CO_2$ din apă, au fost elaboraţi în cursul timpului, de diferiţi autori, aşa-numiţi „indici" de saturaţie, de stabilitate şi de agresivitate. Există mai multe variante decît denumirile menţionate aici, descrierea sau menţionarea lor întîlnindu-se în literatura tehnică chiar de dată recentă.

Aceşti indici sînt destinaţi a fi un „instrument de lucru", care să permită, pe baza unor caracteristici fizice şi chimice ale apei — de regulă numai a cîtorva —, să se anticipeze comportarea apei, în circuitul de răcire, faţă de materialele de construcţie şi de metalele folosite. Indicii se calculează sau se citesc pe nomograme; relaţiile pe care se bazează conţin anumiţi factori corectivi cu scopul de a obţine indicaţii calitative sau chiar rezultate cantitative, în condiţiile complexe din exploatare.

Datele necesare se obţin prin probe de apă prelevate din zonele circuitului de răcire care prezintă interes, respectiv unde apar neajunsuri. Rezultatele obţinute determină şi măsurile de prevenire sau de remediere care se impun; într-un circuit complex, informaţiile astfel primite şi măsurile indicate pot să fie contradictorii, instrumentul de lucru nefiind corespunzător.

Toate variantele acestor indici au la bază valorile *p*H măsurate în proba de apă şi valorile *p*H de echilibru (de saturaţie) calculate. Comparaţi între ei, se constată nepotrivirea indicaţiilor obţinute, uneori acestea fiind chiar diametral opuse.

Vom compara acum rezultatele obţinute cu trei din numeroasele variante existente de indici (purtînd şi nume diferite), aplicate la ape naturale, nepoluate, calitativ deosebite între ele.

I. *Indicele de saturaţie*

Expresia lui este:

I_{sat} = *p*H măsurat − *p*H de saturaţie

Valoarea *p*H de saturaţie se calculează ţinînd seama de următoarele caracteristici ale apei: temperatura, salinitatea, concentraţia ionilor Ca^{2+} şi alcalinitatea *m*, ale căror valori intră în formulă sub formă de factori corectivi. Nu reluăm aici toate operaţiile; cele de bază au fost analizate aici, formula ca atare figurînd în sursele bibliografice.

Un indice I_{sat} negativ corespunde caracterului agresiv al apei; un indice pozitiv, unei tendinţe de formare de depuneri (caracter incrustant).

II. *Indice de stabilitate*

El are expresia:

I_{stab} = 2 *p*H de saturaţie − *p*H măsurat.

Valoarea *p*H de saturaţie se calculează bazat pe aceleaşi caracteristici ale apei ca la exemplul I, dar folosind alţi factori corectivi.

Dacă indicele are valori mai mici de 6, apa are caracter agresiv; valorile mai mici de 6 corespund unei tendinţe incrustante a apei.

III. *Indicele de agresivitate*

În acest caz, expresia este:

I_{agr} = *p*H de saturaţie − *p*H măsurat.

Valoarea *p*H de saturaţie se calculează cu ajutorul relaţiei:

$$p\text{H de saturaţie} = 7 + \log 2x - \log (3{,}04\, y + 0{,}84),$$

în care

x este concentraţia în CO_2 legat, din apă, în mg/l;

y — concentraţia în CO_2 liber, din apă, în mg/l;

$3{,}04 \cdot 10^{-7}$ — valoarea primei constante de ionizare, K_1, la temperatura ambiantă, a acidului carbonic.

Tabelul 2

Caracteristicile unor ape naturale nepoluate

Caracteristici	Apa 1, normală potabilă	Apa 2, alcalină naturală de adîncime	Apa 3, geotermală	Apa 4, geotermală
Temperatura de folosinţă, °C	40, resp. 90	40, resp. 90	44	79
Duritatea de calciu, mval/kg	2,35	0,9	6,9	9,4
Alcalinitate *m*, mval/kg	2,60	3,7	6,2	3
Salinitate, mg/kg	245	260	740	1019
*p*H la 20°C	7,25	8,10	6,4	6,6
CO_2 liber total, mg/kg	15	5	88	49,7
Duritate totală, mval/kg	2,9	1,5	9,1	13,15
$[HCO_3^-]$ alcalin, mval/kg	0	2,2	0	0
Duritate permanentă, mval/kg	0,3	0	2,9	10,15

Valorile pozitive ale indicelui corespund unei agresivităţi a apei, iar valorile negative, unei tendinţe de incrustare.

Tabelul 3

Compararea caracterizării apelor pe baza indicilor calculaţi

Apa	Temp. °C	Indici					
		I		II		III	
1	40	— 0,35	agresivă	7,05	incrustantă	+ 0,14	agresivă
	90	+ 0,05	incrustantă	5,85	agresivă	+ 0,14	agresivă
2	40	+ 0,4	incrustantă	6,70	incrustantă	— 0,1	incrustantă
	90	+ 1,1	incrustantă	5,50	agresivă	— 0,1	incrustantă
3	44	—0,3	agresivă	6,30	incrustantă	+ 0,61	agresivă
4	79	+ 0,2	incrustantă	5,40	agresivă	+ 0,34	agresivă

A fost reprodusă formula de bază deoarece acest indice de „stabilitate" este mai puţin răspîndit, cu toate că figurează în unele surse bibliografice recente. Este de observat că formula de bază nu cuprinde un factor corectiv pentru temperatură.

Tabelul 2 cuprinde caracteristicile reprezentative pentru calcularea acestor indici, ale unor ape naturale, nepoluate, de provenienţă diferită. Este vorba de o apă „normală", potabilă, o apă de mare adîncime, alcalină, naturală şi două ape geotermale, avînd caracteristici fizico-chimice diferite.

Folosind datele acestui tabel, s-au calculat cele trei variante de indici prezentaţi aici şi s-au caracterizat apele respective în ce priveşte comportarea lor în circuitul de răcire. Tabelul 3 conţine compararea rezultatelor astfel obţinute.

Efectuînd această comparare, apare nepotrivirea caracterizării apelor prin indicii menţionaţi. Coincidenţa din cazul apei nr. 2, la 40°C, nu are o explicaţie teoretică şi este deci întîmplătoare. Indicele III, în comparaţie cu ceilalţi, apare mai propriu pentru caracterizarea apei, deoarece valoarea lui este neinfluenţată de temperatura de folosinţă.

A fost recomandată o variantă de indice în care, la calcularea valorii *p*H de saturaţie, se ţine seama şi de prezenţa acidului ortofosforic, prin constantele sale de ionizare.

Fundamentarea teoretică este în acest caz mai judicioasă, dar totuşi insuficientă, deoarece rămîn neglijaţi în continuare încă alţi factori interferenţi, precizaţi mai înainte.

În concluzie, stabilirea prealabilă a comportării unei ape în circuitul de răcire, prin metoda echilibrului chimic al sistemului $H_2O - Ca^{2+} - CO_2$, este nesigură, deoarece în fundamentarea ei teoretică se neglijează, deliberat sau nu, unii factori interferenţi. Indicii astfel stabiliţi nu sînt proprii ca instrument de lucru. Aceste concluzii sînt valabile şi pentru apa din circuitele de încălzire.

Bibliografie

[1] * * * ICEMENERG—Bucureşti 1976. *Cauzele corodării conductelor de apă industrială la Întreprinderea de cinescoape.*

[2] *Hütte-Stoffkunde*, Ed. III-a, 1967, W. Ernst u, Sohn, Berlin—München.

[3] Stanisavlievici, L. *Influenţa aerului poluat asupra apei de răcire.* Întîlnirea de lucru a chimiştilor din sectorul energetic, Oradea, mai 1976.

(Articol intrat în redacţie la 25 noiembrie 1976)

Calculul influenței modificării principalilor parametri ai ciclului termic al unei turbine cu abur cu condensație cu o priză reglabilă pentru termoficare urbană, de tip VT, asupra consumului specific de căldură pentru producerea energiei electrice

Ing. N. Kertész*)

Furnizorii sovietici ai turbinelor cu condensație cu o priză reglabilă pentru termoficare urbană, de tip VT, pun la dispoziția beneficiarului unui asemenea turboagregat diagrama de regimuri împreună cu o serie de diagrame, între care curbele de corecție pentru presiunea și temperatura aburului viu, temperatura apei de răcire și, în cazul turbinei VT-50, curbele de corecție pentru creșterea naturală a presiunii în priza reglată superioară. Aceste curbe de corecție prezintă dependența dintre modificarea ΔN a puterii la bornele generatorului și parametrul a cărui valoare se poate abate de la cea prescrisă, de obicei în funcție de debitul de abur viu la intrarea în turbină și sarcina termică.

Aprecierea funcționării economice a acestor turboagregate impune cunoașterea influenței principalilor parametri ai ciclului termic al turbinei sub forma modificării consumului specific de căldură pentru producerea energiei electrice, și nu numai a puterii produse, așa cum rezultă ea din curbele de corecție existente.

În cele ce urmează se prezintă metode de calcul al influenței parametrilor aburului viu, presiunii aburului extras prin priza reglată superioară și a temperaturii apei de răcire asupra consumului specific de căldură pentru producerea energiei electrice folosind curbele de corecție și noțiunile definite într-un articol anterior [1]. Pentru aceasta se consideră o turbină de tip VT, care, la funcționarea conform condițiilor avute în vedere la proiectare, este alimentată cu cantitatea de căldură Q_0 prin debitul de abur viu D_0 cu presiunea p_0 și temperatura t_0, livrează la bornele generatorului puterea N_b și prin priza reglabilă cantitatea de căldură Q_T, sursei reci cedîndu-se prin condensator cantitatea de cădură Q_K.

1. Influența modificării parametrilor aburului viu asupra consumului specific de căldură pentru producerea energiei electrice

La modificarea unuia dintre parametrii aburului viu, debitul de abur viu D_0 și cantitatea de căldură Q_T livrată din priza reglabilă a turbinei rămînînd constante, puterea turboagregatului se modifică, conform curbei de corecție corespunzătoare, cu ΔN. Prin urmare, în noua situație, turbina va consuma cantitatea de căldură

$$Q_0' = Q_0 + D_0 (H_0' - H_0) = Q_0 + \Delta Q_0, \quad (1)$$

va livra cantitatea de căldură Q_T și puterea $N_b + \Delta N$ la bornele generatorului. Din compararea bilanțului termic al turbinei

$$Q_0' = (N + \Delta N) + Q_T + Q_K' \quad (2)$$

cu cel din situația inițială.

$$Q_0 = N + Q_T + Q_K \quad (3)$$

rezultă modificarea ΔQ_K a cantității de căldură evacuate în condensator ca urmare a abaterii parametrului aburului viu de la valoarea nominală, și anume

$$\Delta Q_K = Q_K' - Q_K = (Q_0' - Q_0) - \Delta N \quad (4)$$

Ținînd seama de relația (1), relația (4) devine

$$\Delta Q_K = \Delta Q_0 - \Delta N \quad (5)$$

Pentru a putea compara economicitatea turbinei funcționînd cu unul din parametrii aburului viu abătut de la valoarea nominală, cu cea a turbinei funcționînd cu valori nominale ale parametrilor aburului viu, cu ajutorul metodei bazate pe menținerea constantă a cantităților de căldură evacuate din turbină prin priza reglabilă și condensator, cantitatea de căldură Q_K cedată sursei reci, la funcționarea turbinei în condiții de proiect, trebuie modificată astfel încît să debină egală cu Q_K'. În acest scop, cantitatea de căldură Q_0 furnizată turbinei se va modifica cu ΔQ_{0K}, condiția fiind :

$$(1 - \eta_K) \Delta Q_{0K} = \Delta Q_K \quad (6)$$

Ca urmare, puterea N_b livrată la bornele generatorului se va modifica cu $\eta_K \Delta Q_{0K}$, iar bilanțul termic al turbinei devine :

$$Q_0 + \Delta Q_{0K} = (N + \eta_K \Delta Q_{0K}) + Q_T + (Q_K + \Delta Q_K) \quad (7)$$

După înlocuirea termenilor ΔQ_{0K} și ΔQ_K cu expresiile lor din relațiile (6), (5) și (4), relația (7) devine

$$Q_0 + \frac{\Delta Q_0 - \Delta N}{1 - \eta_K} = \left[N + \frac{\eta_K}{1 - \eta_K} (\Delta Q_0 - \Delta N)\right] + Q_T + Q_K' \quad (8)$$

Consumul specific de căldură q pentru producerea energiei electrice al turbinei care funcționează cu abur viu cu parametrii nominali, comparabil cu consumul specific q' al turbinei

*) Ing. Kertész Nicolae este cercetător științific la ICEMENERG.

funcţionînd cu unul din parametrii aburului viu abătut de la valoarea nominală, este deci

$$q = \frac{Q_0 + \frac{\Delta Q_0 - \Delta N}{1 - \eta_K} - Q_T}{N_b + \frac{\eta_K}{1 - \eta_K}(\Delta Q_0 - \Delta N)} \quad (9)$$

Consumul specific de căldură pentru producerea energiei electrice q' fiind

$$q' = \frac{Q_0' - Q_T}{N_b + \Delta N} = \frac{Q_0 + \Delta Q_0 - Q_T}{N_b + \Delta N}, \quad (10)$$

influenţa relativă a funcţionării turbinei cu unul dintre parametrii aburului viu diferiţi de valoarea nominală asupra economicităţii este

$$\varepsilon = \frac{q' - q}{q} \quad (11)$$

2. Influenţa creşterii naturale a presiunii prizei reglabile superioare şi a modificării temperaturii apei de răcire asupra consumului specific de căldură pentru producerea energiei electrice

Curbele de corecţie pentru creşterea naturală a presiunii prizei reglate superioare şi abaterea temperaturii apei de răcire de la valoarea nominală indică modificarea ΔN a puterii livrate la bornele generatorului funcţie de debitul de abur viu şi cantitatea de căldură livrată din turbină consumatorului urban. Deoarece creşterea presiunii prizei reglate şi temperatura apei de răcire nu influenţează temperatura apei de alimentare, pentru un debit de abur viu dat, influenţa relativă a acestor doi parametri asupra consumului specific de căldură pentru producerea energiei electrice se va calcula cu ajutorul metodei bazate pe menţinerea constantă a cantităţii de căldură Q_0 furnizate turboagregatului în situaţia de funcţionare iniţială (de proiect) şi în cea modificată.

La regimul de funcţionare iniţial, turbina consumă cantitatea de căldură Q_0, livrează cantitatea de căldură Q_T şi puterea N_b la bornele generatorului. Consumul specific de căldură q pentru producerea energiei electrice este

$$q = \frac{Q_0 - Q_T}{N_b} \quad (12)$$

Regimul de funcţionare a turbinei cu creştere naturală a presiunii prizei reglate superioare sau temperatură a apei de răcire diferită de cea nominală este caracterizat prin consumul de căldură Q_0, cantitatea de căldură Q_T livrată şi puterea $N_b + \Delta N$ la bornele generatorului. Consumul specific de căldură q' pentru producerea energiei electrice este în acest caz

$$q' = \frac{Q_0 - Q_T}{N_b + \Delta N}, \quad (13)$$

iar influenţa relativă asupra economicităţii funcţionării turboagregatului

$$\varepsilon = -\frac{\Delta N}{N_b + \Delta N} \quad (14)$$

În tabelul 2 se prezintă rezultatele calculelor efectuate pentru stabilirea influenţei reducerii presiunii aburului viu cu 4,9 bar şi măririi temperaturii apei de răcire cu 5 K faţă de valoarea nominală, pentru două regimuri de funcţionare a turbinei VT-50, caracterizate prin :

Tabelul 1

Regimul de funcţionare	1	2
Presiunea aburului viu, bar	127,4	127,4
Temperatura aburului viu,°K	838	838
Temperatura apei de răcire, °K	293	293
Debitul de abur viu, kg/s	44,61	68,22
Puterea la borne, kW	41 975	51 980
Cantitatea de căldură livrată, kW	33 720,93	106 395,34

Tabelul 2

[%] / Parametrul modificat	Regimul de funcţionare 1	Regimul de funcţionare 2
Presiunea aburului viu	0,414	0,192
Temperatura apei de răcire	1,278	0,27

Notaţii

- p_0 — presiunea aburului viu, bar
- t_0 — temperatura aburului viu, °K
- q — consumul specific de căldură pentru producerea energiei electrice, kW/kW
- D_0 — debitul de abur viu, kg/s
- H_0 — entalpia aburului viu, kJ/kg
- N — puterea internă a turbinei, kW
- N_b — puterea la bornele generatorului, kW
- ΔN — modificarea puterii la bornele generatorului, kW
- Q_K — cantitatea de căldură cedată sursei reci, kW
- ΔQ_K — modificarea cantităţii de căldură cedate sursei reci, kW
- Q_0 — cantitatea de căldură furnizată turboagregatului, kW
- ΔQ_0 — modificarea cantităţii de căldură furnizată turboagregatului, kW
- Q_T — cantitatea de căldură livrată din priza reglabilă a turbinei, kW
- ε — modificarea relativă a consumului specific de căldură pentru producerea energiei electrice
- η_K — randamentul ciclului termic cu condensaţie, exclusiv randamentul mecanic şi al generatorului

Bibliografie

[1] Kertész, N. *Calculul influenţei modificărilor în regimul de lucru al turbinelor cu condensaţie cu o priză reglabilă pentru termoficare urbană, de tip VT, asupra consumului specific de căldură pentru producerea energiei electrice.* În : Energetica 25, nr. 5, 1977.

(Articol intrat în redacţie la 17 ianuarie 1977)

Studiul regimului termic al serelor

I. Curievici și A. Segal*)

În lucrarea de față se studiază transferul de căldură la serele destinate producției agricole în condiții climatice nefavorabile, cu scopul de a oferi celor interesați o bază teoretică pentru remedierea unor deficiențe ale alimentării cu energia termică necesară bunei desfășurări a procesului de producție, precum și un îndrumar în proiectarea corectă a suprafețelor de încălzire în sere.

În analiza transferului de căldură, în această situație, s-au luat în considerare cantitățile de căldură schimbate prin radiație și convecție între corpurile de încălzire și aerul, solul și pereții serei, între acestea și mediul exterior, precum și aportul de energie solară în timpul zilei, cantități ce vor fi evaluate în cele ce urmează. Măsurătorile necesare verificării ecuațiilor au fost efectuate în serele Întreprinderii județene pentru legume și fructe Iași, iar rezultatele obținute au stabilit necesarul de energie termică în diferite condiții meteorologice și au evidențiat posibilitatea realizării unor însemnate economii de energie.

Numărul datelor prelucrate fiind foarte mare, obținerea rezultatelor a fost posibilă numai prin folosirea unui sistem de calcul electronic.

Transferul de căldură prin radiație

Cantitățile de căldură schimbate prin radiație pot fi organizate pentru calcul în modul următor :

1. Căldura transferată prin radiație de la corpurile de încălzire la solul serei, Q_{r1}, dată prin relația :

$$Q_{r1} = F_1 \cdot A \cdot \sigma (\varepsilon_1 \cdot T_c^4 - T_s^4), \qquad (1)$$

unde

F_1 este factor de formă pentru transferul radiativ de la corpurile de încălzire la sol ;
A — aria corpurilor de încălzire ;
σ — constanta lui Stefan (din tabele) ;
ε_1 — emisivitatea vopselei de acoperire a suprafețelor de încălzire (s-a considerat $\varepsilon_1 = 0{,}94$ din [2]) ;
T_c — temperatura absolută a corpurilor de încălzire ;
T_s — temperatura absolută a solului.

2. Căldura transferată prin radiație de la corpurile de încălzire la pereții și acoperișul serei, Q_{r2}, dată prin :

$$Q_{r2} = F_2 \cdot A \cdot \sigma(\varepsilon_1 \cdot T_c^4 - T_g^4) \qquad (2)$$

unde

F_2 este factor de formă pentru transferul de la corpurile de încălzire la pereți și acoperiș ;
T_g — temperatura absolută a pereților și acoperișului (considerate cu o valoare comună).

Căldura transformată prin radiație de la sol la pereți și acoperiș, reprezentată prin mărimea Q_{r3}, dată prin :

$$Q_{r3} = S \cdot \sigma (T_s^4 - T_g^4) \qquad (3)$$

în care S este suprafața solului.

În stabilirea acestei formule s-a presupus că transferul de căldură se face ca între două suprafețe plan-paralele apropiate neglijîndu-se schimbul de căldură prin radiație cu pereții laterali. De asemenea, în formulele (2) și (3) s-a avut în vedere faptul că sticla este complet opacă în domeniul de lungimi de undă infraroșii provenite din radiația suprafețelor interioare (cunoscutul efect de seră).

4. Căldura radiată de la acoperiș și pereții laterali către spațiul exterior, notată prin Q_{rs} și dată prin :

$$Q_{rs} = \beta_1 \cdot S_g \cdot \sigma \cdot T^4, \qquad (4)$$

unde

β_1 este coeficientul de opacitate al atmosferei pentru radiația infraroșie ;
S_g — suprafața proiectată pe orizontală a acoperișului de sticlă plus 1/2 din suprafața pereților laterali.

În S_g pereții laterali intră cu factorul 1/2 datorită poziției lor verticale care reduce cu jumătate deschiderea spre spațiul înconjurător, în comparație cu o suprafață orizontală.

5. Energia termică solară medie primită de solul serei prin acoperișul de sticlă, notată Q_s și dată prin :

$$Q_s = \beta_2 \cdot \varepsilon_0 \cdot S \cdot q_0 \cdot \sin \alpha, \qquad (5)$$

în care

β_2 este coeficientul de opacitate al atmosferei pentru radiația solară (din date meteorologice) ;
ε_0 — coeficientul de transparență al sticlei, care se determină din cunoașterea domeniului de transparență al sticlei ($0{,}35\ \mu m < \lambda < 2{,}3\ \mu m$) și aplicarea formulei pentru distribuția spectrală a energiei radiante ; se obține $\varepsilon_0 = 0{,}91$ (vezi și [2]) ;
q_0 — constanta solară medie ($q_0 = 1200\ kcal/m^2 \cdot h$) ;
α — înălțimea unghiulară medie a soarelui ; se adoptă pentru sezonul rece $\alpha = 30°$.

*) I. Curievici este profesor la Institutul politehnic Iași, Facultatea de chimie și inginerie chimică ; A. Segal este cercetător științific la Centrul de cercetări tehnice și fizice Iași.

6. Energia termică solară oprită de sticlă în domeniul de opacitate, notată Q_{sg} şi dată prin :

$$Q_{sg} = \beta_2 \cdot (1 - \varepsilon_0) \cdot S_g \cdot q_0] \cdot \sin \alpha \qquad (6)$$

Transferul de căldură prin convecţie

Principalele cantităţi de căldură transferate prin convecţie sînt următoarele :

1. Căldura transferată prin convecţie naturală de la corpurile de încălzire la aerul din interiorul serei, notată Q_{c1} şi dată prin :

$$Q_{c1} = \alpha_c \cdot A(T_c - T_a), \qquad (7)$$

unde

T_a este temperatura absolută a aerului din seră ;

α_c — coeficientul parţial de schimb de căldură prin convecţie naturală, de la corpurile de încălzire la aerul din seră. α_c se determină cu următoarele formule valabile pentru cilindrii orizontali (corpurile de încălzire fiind registre de ţevi) :

$$\mathrm{Nu}_d = 0{,}4(\mathrm{Gr}_d)^{1/4} \qquad (8)$$

$$\mathrm{Nu}_d = \frac{\alpha_c \cdot d}{\lambda} \qquad (9)$$

$$\mathrm{Gr}_d = g \cdot \gamma (T_c - T_a) d^3/\nu^2 \qquad (10)$$

în care

Nu_d este numărul Nusselt mediu ;
Gr_d — numărul Grasshoff ;
d — diametrul ţevii ;
λ — conductivitatea termică a aerului ;
g — acceleraţia gravitaţională ;
ν — viscozitatea cinematică a aerului ;
γ — coeficient de dilatare termică ($\cong 1/300$) :

Din relaţiile (8) — (10) rezultă :

$$\alpha_c = 0{,}4 \cdot \lambda \, [g \cdot \gamma (T_c - T_a) / d]^{1/4} \, \nu^{-1/2} \qquad (11)$$

Valoarea lui α_c depinde puţin de cantităţile din paranteza pătrată. Pentru orice regim termic impus în seră, calculul dă pentru α_c o valoare practic constantă : $\alpha_c = 5{,}1$ kcal/m^2.h.grd., practic independentă de diametru.

2. Transferul de căldură prin convecţie de la sol la aerul din seră, Q_{c2}, dat prin :

$$Q_{c2} = \alpha_0 \cdot S(T_s - T_a), \qquad (12)$$

unde

α_0 este coeficientul mediu de transfer de căldură pe o suprafaţă orizontală în regim turbulent ; acesta rezultă din :

$$\alpha_0 = 1{,}35 \cdot \alpha_v \qquad (13)$$

$$\frac{\alpha_v}{\lambda} = 0{,}146 \, [g \, \gamma \, (T_s - T_a) \, \rho \, c_p / \nu\lambda]^{1/3} \qquad (14)$$

Aceste formule dau o valoare practic constantă în domeniul ce ne interesează, şi anume $\alpha_0 = 6{,}25$ kcal/m^2 · h · grd.

3. Transferul de căldură de la aerul cald din seră la acoperişul şi la pereţii reci, Q_{c3}, dat prin :

$$Q_{c3} = \alpha_0' \cdot S_g' (T_a - T_g) \qquad (15)$$

în care

S_g' este suprafaţa totală a pereţilor şi a acoperişului ;

α_0' — coeficientul mediu de schimb de căldură dat prin :

$$\alpha_0' = 1{,}2 \cdot \alpha_v = 5{,}5 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{grd} \qquad (16)$$

(aici apare coeficientul 1,2, în loc de 1,35 folosit în (13) deoarece suprafeţele de sticlă ale acoperişului sînt înclinate).

4. Transferul de căldură de la sticlă la mediul înconjurător prin convecţie naturală, Q_{c4}, dat prin :

$$Q_{c4} = \alpha_0' \cdot S_g' (T_g - T_A) \qquad (17)$$

unde T_A este temperatura mediului exterior.

5. Transferul de căldură prin convecţie forţată creată de vînt de la sticlă la mediul exterior, Q_{c5}, dat prin :

$$Q_{c5} = \alpha_f \cdot S_g' (T_g - T_A) \qquad (18)$$

unde α_f este coeficientul mediu de schimb de căldură prin convecţie forţată între pereţi şi curentul de aer, determinat prin :

$$\frac{\alpha_f}{\lambda} = 0{,}037 \left(\frac{W}{\nu}\right)^{0{,}8} \qquad (19)$$

W fiind viteza vîntului. Pentru $W = 4$ m/s se obţine, spre exemplu, $\alpha_f = 22$ kcal/m^2·h·grd, iar pentru $W = 10$ m/s se obţine $\alpha_f = 39$ kcal/m^2·h·grd. Se observă că α_f are o valoare mult mai mare decît coeficienţii pentru convecţia naturală, ceea ce înseamnă că temperatura sticlei T_g este apropiată de temperatura exterioară T_A. Această observaţie va fi folosită pentru calculul temperaturii sticlei T_g, după cum se va arăta ulterior.

Pierderea de căldură prin porozitate

Datorită neetanşeităţii practic inevitabile a serei, aerul rece din exterior va pătrunde prin presiunea dinamică a vîntului şi va înlocui o cantitate de aer cald. Nu există în literatură o formulă pentru calculul acestui mod de transfer de căldură.

Următorul raţionament ne-a condus la o formulă satisfăcătoare. Aerul rece pătrunde din interior prin efectul presiunii dinamice a vîntului :

$$\Delta p = \rho \frac{W^2}{2}, \qquad (20)$$

unde ρ este densitatea aerului. Dacă toate micile deschideri totalizează o arie Σ (necunoscută), cu un factor de formă C_D (necunoscut), pentru căderea de presiune se poate scrie:

$$\Delta p = C \cdot \rho \frac{v^2}{2} \tag{21}$$

v fiind viteza aerului la trecerea prin micile deschizături. De aici rezultă:

$$\Delta p = C_D \frac{\rho^2 v^2 \Sigma^2}{2\rho\Sigma^2} = C_D \frac{G^2}{2\rho\Sigma^2} \tag{22}$$

unde G este debitul masic de aer împins de vînt prin micile deschizături (în kg/s). Din (20) și (22) urmează:

$$C_D \frac{G^2}{2\Sigma^2\rho} = \frac{\rho W^2}{2} \tag{23}$$

$$G = \frac{\rho W \Sigma}{C_D^{1/2}} \tag{24}$$

Cantitatea de căldură transportată de acest curent de aer este:

$$Q_p = G \cdot c_p (T_a - T_A) \cdot 3600 \tag{25}$$

în care c_p este căldura specifică a aerului. Notînd $\delta = \dfrac{3600\,\Sigma\, v}{S'_g\, W \cdot C_D^{1/2}}$, rezultă:

$$Q_p = W \cdot \delta \cdot \rho \cdot c_p \cdot S'_g (T_a - T_A) \tag{26}$$

În această formulă intră constanta empirică adimensională δ, care se va determina dintr-o ecuație de bilanț, așa cum se va arăta în paragraful următor.

Determinarea parametrilor de corelare

a) Temperatura T_g a pereților și a acoperișului de sticlă se obține din bilanțul energetic la suprafața acestora. Se presupun fluxul termic și temperatura din seră uniforme. Bilanțul fluxurilor termice la suprafața pereților și acoperișului este (fig. 1):

$$Q_{r2} + Q_{r3} + Q_{c3} + Q_{sg} = Q_{c4} + Q_{c5} + Q_{rs}, \tag{27}$$

unde în primul membru s-a introdus căldura primită de sticlă Q_i, iar membrul al doilea reprezintă căldura transmisă prin sticlă în mediul exterior, Q_e. Evident, la determinările făcute în cursul nopții $Q_{sg} = 0$.

Din (2), (3), (4), (6), (15), (17), (18) și (27) rezultă:

$$\begin{aligned} &0{,}5 \cdot A \cdot \sigma(\varepsilon_1 \cdot T_c^4 - T_g^4) + S \cdot \sigma(T_s^4 - T_g^4) + \\ &+ \alpha'_0 \cdot S'_g (T_a - T_g) + \beta_2 (1 - \varepsilon_0)\, S_g \cdot q_0 \cdot \sin\alpha = \\ &= \alpha'_0 \cdot S'_g (T_g - T_A) + \alpha'_f \cdot S'_g (T_g - T_A) + \\ &+ \beta_1 \cdot S_g \cdot \sigma \cdot T_g^4 \end{aligned} \tag{28}$$

În (28) s-a considerat, într-o primă aproximație, $F_2 = 0{,}5$, presupunînd că circa 1/2 din fluxul termic radiat de suprafețele calde ajunge la pereți. Să mai observăm că dintre toate fluxurile care apar în ecuația (28), Q_{r2} are valoarea cea mai mică. Ulterior F_2 se va determina mai exact. Astfel, în (28) singura necunoscută este T_g. Ecuația, de gradul IV, se poate rezolva prin iterații pornind de la $T_g^{(0)} = T_A$ (conform unei observații din paragraful 3) și încercînd valori din ce în ce mai mari cu un pas de un grad. Evident, deoarece $T_A < T_g$, va rezulta $Q_i < Q_e$; procesul de iterație se oprește cînd se obține $Q_i \geq Q_e$, iar valoarea $T_g^{(n)}$, care satisface această relație, se adoptă ca T_g.

b) Determinarea factorului de formă F_1 se poate face din bilanțul termic la suprafața solului (fig. 1):

$$Q_{r1} + Q_s = Q_{r3} + Q_{c2} \tag{29}$$

sau din (1), (3), (5), (12):

$$\begin{aligned} &F_1 \cdot A \cdot \sigma(\varepsilon_1 \cdot T_c^4 - T_s^4) + \beta_2 \cdot \varepsilon_0 \cdot S \cdot q_0 \cdot \sin\alpha = \\ &= S \cdot \sigma(T_s^4 - T_g^4) + \alpha_0 \cdot S(T_s - T_a). \end{aligned} \tag{30}$$

În ecuația (30) se cunosc sau se pot măsura toate mărimile, exceptînd F_1, care se poate astfel calcula.

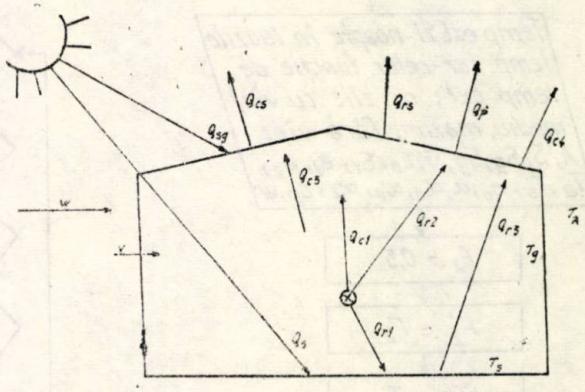


Fig. 1

c) Determinarea factorului de corelare din (26) se face din ecuația de bilanț pe toată sera:

$$Q_s + Q_{sg} + Q = Q_p + Q_{c4} + Q_{c5} + Q_{rs}, \tag{31}$$

unde Q reprezintă cantitatea de căldură primită din exterior sub forma apei calde care încălzește corpurile de încălzire. Aici se cunosc toate mărimile, exceptînd Q_p, care, odată calculat, permite determinarea din (26) a constantei δ.

d) În sfîrșit, factorul de formă F_2 se determină exact din ecuația de bilanț pe corpurile de încălzire:

$$Q = Q_{r1} + Q_{r2} + Q_{c1} \tag{32}$$

sau:

$$\begin{aligned} Q = {} & F_1 \cdot A \cdot \sigma(\varepsilon_1 \cdot T_c^4 - T_s^4) + \\ &+ F_2 \cdot A \cdot \sigma(\varepsilon_1 \cdot T_c^4 - T_g^4) + \alpha_c \cdot A\,(T_c - T_a), \end{aligned} \tag{33}$$

de unde se poate calcula F_2. Desigur, din calcul va rezulta $F_2 \neq 0{,}5$; cu noua valoare introdusă în (28) se poate recalcula T_g și apoi și ceilalți parametri de corelare. Din motivele

expuse anterior, procedeul este rapid convergent şi precizia devine satisfăcătoare chiar după primele 2—3 iteraţii.

În felul acesta se pot determina toţi parametrii de corelare din formulele fluxurilor de căldură, pe baza măsurătorilor efectuate în diferite zile cu diferite condiţii meteorologice.

După determinarea, conform metodei expuse mai sus, a parametrilor de corelare a datelor, se poate stabili necesarul de căldură în orice condiţii climatice exterioare şi în funcţie de climatul interior cerut, cu formula :

$$Q = Q_p + Q_{c4} + Q_{c5} + Q_{rs} - Q_s - Q_{sg}, \quad (34)$$

în care toate mărimile sînt cunoscute.

Observaţie. Ca urmare a stropirilor executate în sere, creşte umiditatea aerului, aceasta presupunînd absorbţia unei cantităţi de căldură care nu a fost menţionată în analiza de mai sus. După stropire, umiditatea aerului scade lent, o parte din vaporii de apă conţinuţi în aer se vor condensa şi cantitatea de căldură absorbită la evaporare va fi cedată aerului. În timp, aceste cantităţi de căldură se vor compensa şi prin urmare nu vor conta în bilanţul pe seră.

Aceste cantităţi de căldură ar trebui luate în considerare numai la schimbarea regimului termic în seră, ceea ce se întîmplă doar de cîteva ori pe an, contribuţia lor la consumul de căldură fiind deci neglijabilă.

Prelucrarea automată a datelor

Prelucrarea unui număr foarte mare de date necesare pentru rezolvarea ecuaţiilor de mai sus a impus folosirea calculatorului electronic.

S-au introdus în memoria calculatorului electronic date referitoare la :

— temperatura zilnică a aerului la exterior (ziua şi noaptea) pe întregul sezon rece, date furnizate de Staţia meteorologică Iaşi (atît valori extreme cît şi valori medii) ;

— temperatura zilnică tur-retur a apei calde conform graficului de exploatare pentru condiţiile de mai sus ;

— informaţii meteorologice referitoare la viteza vîntului şi la radiaţia solară ;

— mărimea suprafeţelor de încălzire.

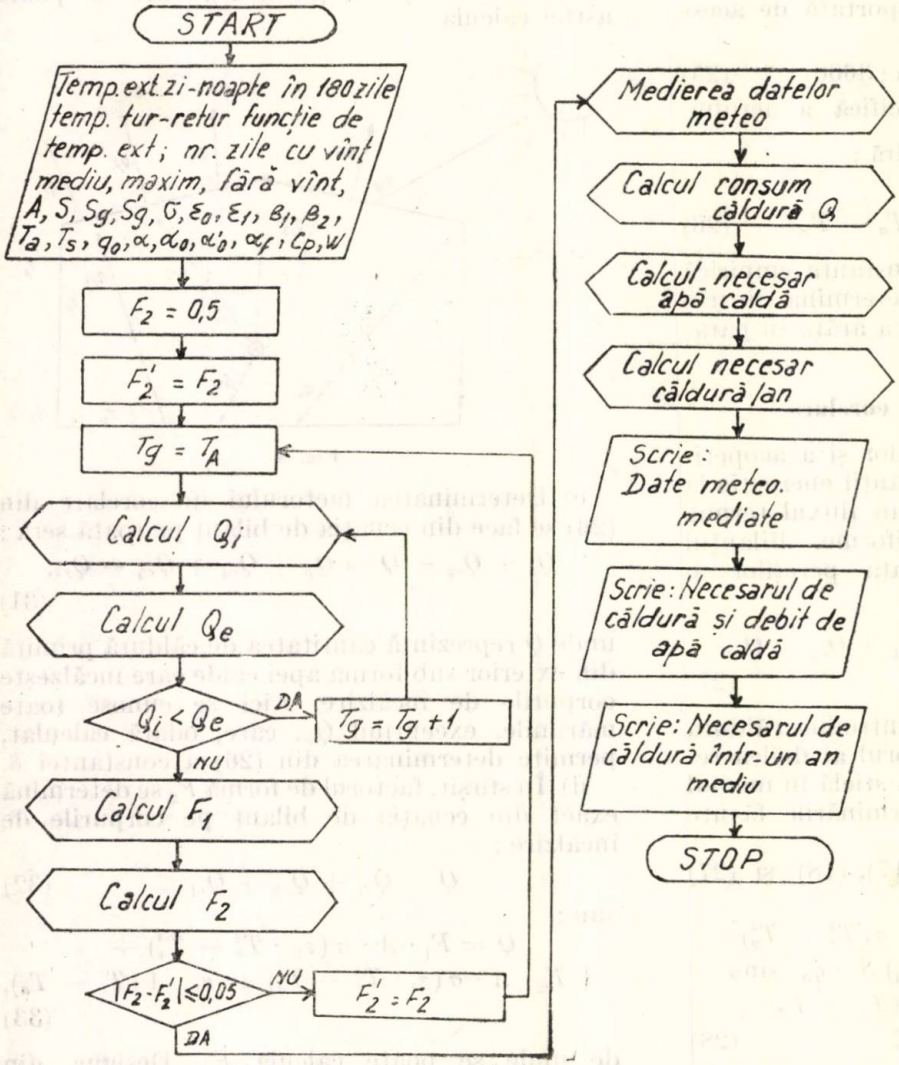


Fig. 2

Schema logică bloc a programului care prelucrează datele de mai sus este indicată în figura 2.

Ca rezultat al calculului efectuat se pot extrage liste privitoare la :

— date meteorologice mediate pe perioada sezonului rece ;

— consumuri medii de căldură, în Gcal/h.ha. ;

— debitul necesar de apă caldă în condiţiile de exploatare prestabilite, în t/h.ha.

Aceste date pot fi calculate în cazul diferitelor condiţii climatice exterioare (temperatura minimă, maximă, medie, viteza vîntului) şi în funcţie de diferite temperaturi ale aerului din seră în raport cu necesităţile culturilor respective.

De asemenea se poate obţine un tabel reprezentînd calculul necesarului de căldură anual în funcţie de climatul impus în seră, în cazul unor condiţii meteorologice mediate.

Concluzii

În lucrarea de faţă s-a întreprins un studiu asupra transferului de căldură într-o seră. Se iau în considerare toate cantităţile de căldură care pot interveni în stabilirea regimului termic în seră şi se elaborează o metodă pentru evaluarea parametrilor de corelare legaţi de ecuaţiile scrise. Aceste ecuaţii, presupunînd prelucrarea unui număr foarte mare de date, au fost rezolvate folosind un sistem de calcul electronic.

Bibliografie

[1] Segal, A. Dinulescu, H. şi Cojocaru, L. *Bilanţ energetic la I. J. L. F. Iaşi*. Contract de cercetare ştiinţifică nr. 68/1975, C.C.T.F. Iaşi.

[2] Siegel, R. şi Howell, J. R. *Thermal Radiation Heat Transfer*. McGraw, Hill, New York, 1972.

(Articol intrat în redacţie la 28 ianuarie 1977)

Eforturile hidrodinamice în partea de scurgere a turbinei-bulb

Ing. St. Zsembinszky,
Ing. I. Voia,
Ing. V. Avram*)

Obiectul lucrării şi metoda de studiu

În funcţionarea turbinelor hidraulice, interacţiunea curentului de apă cu elementele părţii de scurgere determină solicitarea organelor turbinei, caracterizată prin forţele şi momentele de natură hidraulică care apar pe acestea. Cunoaşterea acestor forţe şi momente este necesară în procesul de proiectare a turbinei în vederea dimensionării raţionale a subansamblurilor componente şi a părţii de construcţie aferentă. Caracterizarea turbinei hidraulice din acest punct de vedere se defineşte prin caracteristicile de forţe şi momente care cuprind mărimea forţelor, presiunilor şi momentelor funcţie de regimul de lucru şi poziţia organelor de reglare. În lucrare se prezintă rezultatele unor cercetări privind caracteristicile de forţe şi momente pentru o turbină de tipul bulb destinată unor amenajări de joasă cădere de pe rîurile interioare.

Aşa cum rezultă din literatura de specialitate, determinarea caracteristicilor de forţe şi momente ale turbinelor hidraulice prin calcul poate fi realizată cu aproximaţie satisfăcătoare doar pentru regimul de calcul ([1], pag. 314), motiv pentru care se indică metoda experimentală ca unica cale sigură ([2], pag. 127). Teoria similitudinii hidrodinamice permite studiul caracteristicilor pe model şi transpunerea acestora la maşinile industriale. Din aceste considerente, metoda de studiu adoptată în cazul de faţă este cea experimentală.

Cercetările au fost efectuate în laboratorul ICPEH Reşiţa [4], în staţiunea în circuit deschis [5] care asigură căderea de încercare a modelului $H = 4{,}5$ m. Modelul experimental, simbolizat B 15, are următorii parametrii :

— diametrul rotorului $D_1 = 600$ mm ;

— diametrul relativ al butucului $d_b/D_1 = 0{,}30$;

— numărul paletelor rotorului $Z = 4$;

— numărul paletelor directoare $Z_0 = 16$;

— înălţimea relativă a aparatului director $b_0/D_1 = 0{,}425$;

— lungimea relativă a tubului de aspiraţie $L/D_1 = 4{,}80$.

Cercetările au urmărit determinarea următoarelor caracteristici :

— momentul hidraulic şi forţa axială pe paleta rotorului ;

— presiunea în amonte şi aval de rotor la peretele camerei rotor ;

— momentul hidraulic pe paletele aparatului director.

Prezentarea caracteristicilor se face utilizînd relaţiile de similitudine cunoscute pentru turbinele hidraulice [1], [2], [3], în lucrare dîndu-se relaţiile de calcul pentru fiecare mărime.

Momentul hidraulic şi forţa axială pe paleta rotorului

Asupra palei rotorului acţionează forţe de suprafaţă, determinate de acţiunea apei pe paletă, şi forţe masice, formate din forţe de greutate şi centrifuge. Acest sistem de forţe se reduce utilizînd un sistem de coordonate rectan-

*) Autorii sînt cercetători ştiinţifici la ICPEH Reşiţa

gulare cu centrul în axa agregatului — conform figurii 1 — la vectorii moment $\bar{M}$ și forță rezultantă $\bar{P}$ [3].

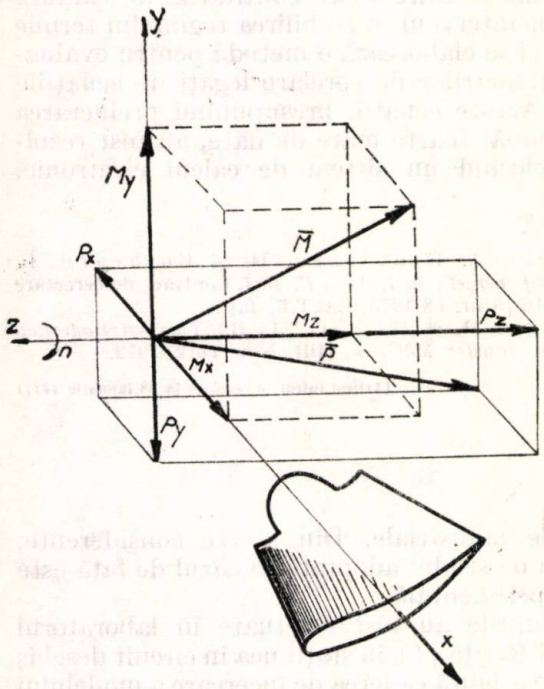


Fig. 1. Sistemul de coordonate pentru studiul forțelor și momentelor pe paleta rotor.

Dintre componentele lui P și M, prin caracteristici de forțe și momente se înțeleg următoarele dependențe :

$$P_z = P_z(\varphi,\ \alpha,\ n_{11},\ Q_{11})$$
$$M_x = M_x(\varphi,\ \alpha,\ n_{11},\ Q_{11}) \qquad (1)$$

unde s-a notat :

φ — poziția paletelor rotor (în grade),

α — poziția paletelor directoare (în grade) respectiv mărimile turației și debitului reduse la căderea și diametrul egal cu 1 m, date de relațiile cunoscute [1] :

$$n_{11} = \frac{n\,D}{\sqrt{H}};\quad Q_{11} = \frac{Q}{D^2\sqrt{H}} \qquad (2)$$

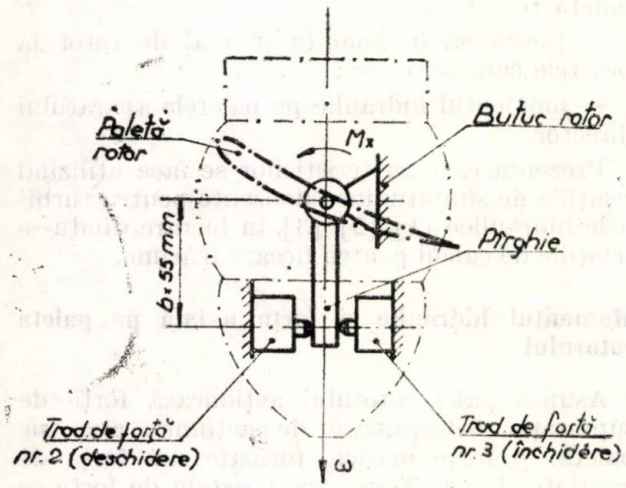


Fig. 2. Schița mecanismului pentru măsurarea momentelor M_x.

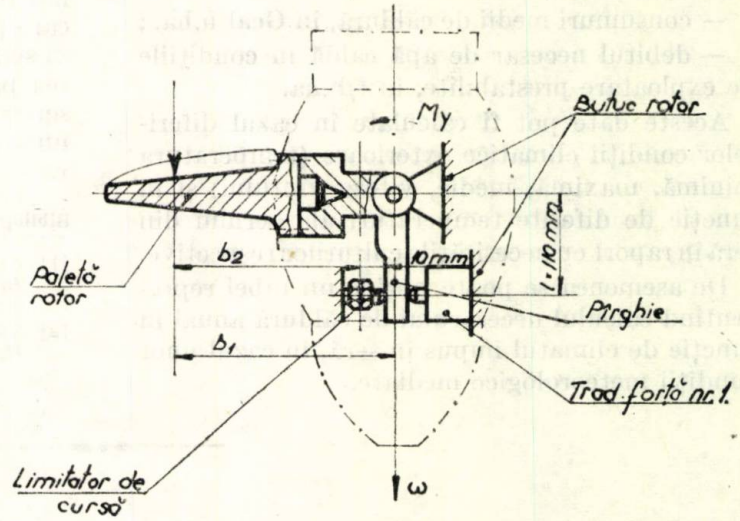


Fig. 3. Schița mecanismului pentru măsurarea momentelor M_y.

Aceste mărimi sînt necesare la calculul de rezistență al rotorului turbinei, dimensionarea lagărului axial și a servomotorului rotorului [6]. În ceea ce privește restul componentelor :

— M_z și P_y se determină în cadrul încercărilor energetice și se pot calcula pe baza caracteristicii universale [1] :

— P_x și M_y se determină prin calcul luînd în considerare forța centrifugă, greutatea paletei și componenta P_z.

Pentru determinarea caracteristicilor de forțe-momente este necesară realizarea unei construcții speciale a rotorului turbinei model. În cazul de față s-a adoptat soluția din [3].

Schema mecanismelor de măsură este prezentată în figurile 2 și 3.

Din cele patru palete ale rotorului, două au fost utilizate la măsurători pentru momentele M_x și M_y (respectiv P_z notată uzual cu A — forța după direcția axului turbinei).

În figura 2 se prezintă schema mecanismului pentru măsurarea momentelor după axa paletei. Momentul care solicită paleta este transmis prin intermediul pîrghiei la două traductoare de forță : traductorul 2 pentru tendința de deschidere a paletei, iar 3 pentru cea de închidere În mod asemănător se realizează schema din figura 3, de data aceasta utilizînd un singur traductor și un limitator de cursă. În timpul încercărilor, rotorul a fost umplut cu ulei pentru a evita efectul negativ al umidității asupra traductoarelor.

Pentru interpretarea unitară a rezultatelor, forțele și momentele au fost transpuse la condițiile $D_1 = 1$ m, $H = 1$ m utilizînd relațiile cunoscute [2] :

$$M_{11} = \frac{M}{HD^3};\quad A_{11} = \frac{A}{HD^2} \qquad (3)$$

Întrucît în timpul încercărilor se determină momentul total, format din suma momentului hidraulic şi momentul forţelor centrifuge, s-a procedat la separarea momentului hidraulic efectuînd încercarea în aer a rotorului. În acest mod s-a calculat momentul hidraulic ce tinde să rotească paleta în jurul axei :

$$M_{xh} = M_x - M_c \qquad (4)$$

unde s-a notat :

M_{xh} — momentul forţelor hidraulice ;

M_x — momentul rotitor total ;

M_c — momentul rotitor datorită forţelor centrifuge.

Caracteristicile de momente sub forma $M_{xh}^{11} = M_{xh}^{11}(Q_{11}, \alpha)$ pentru $\varphi = \text{const.}$ sînt prezentate în figurile 4 *a*, *b*, *c*, *d*.

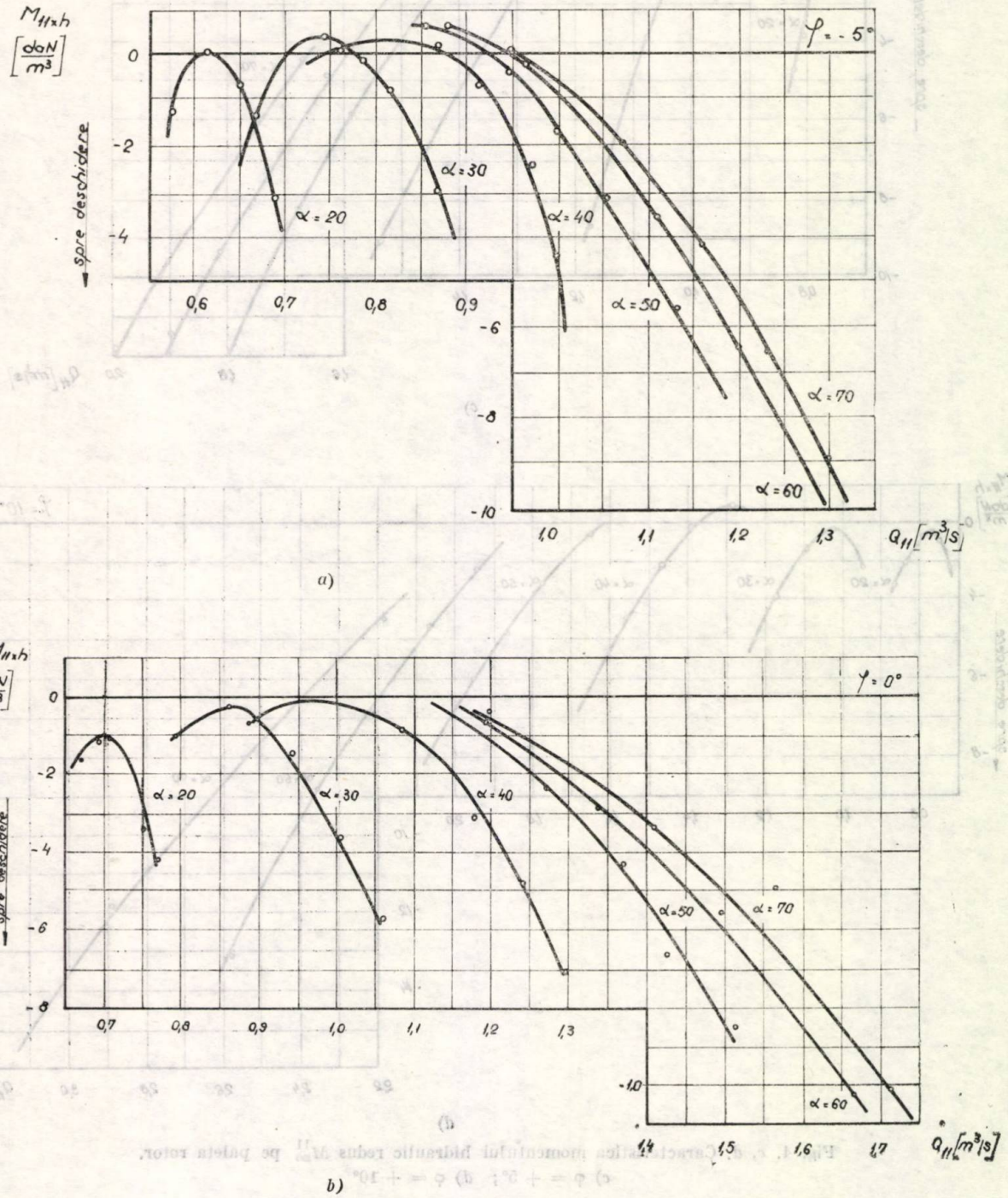
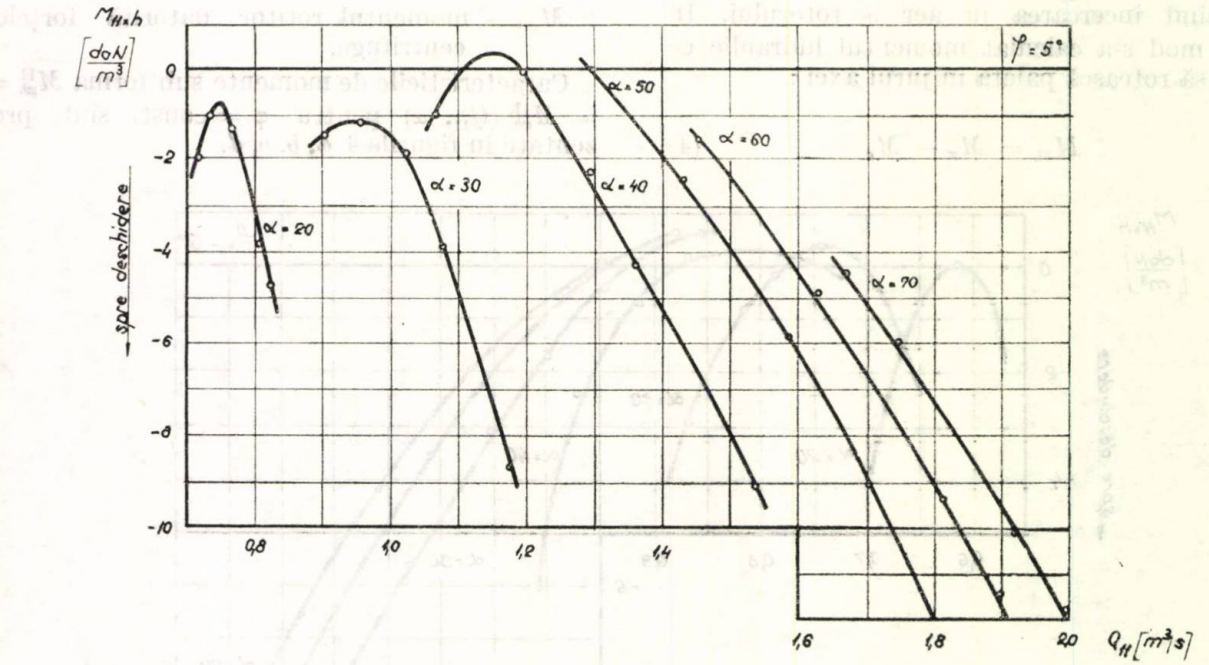
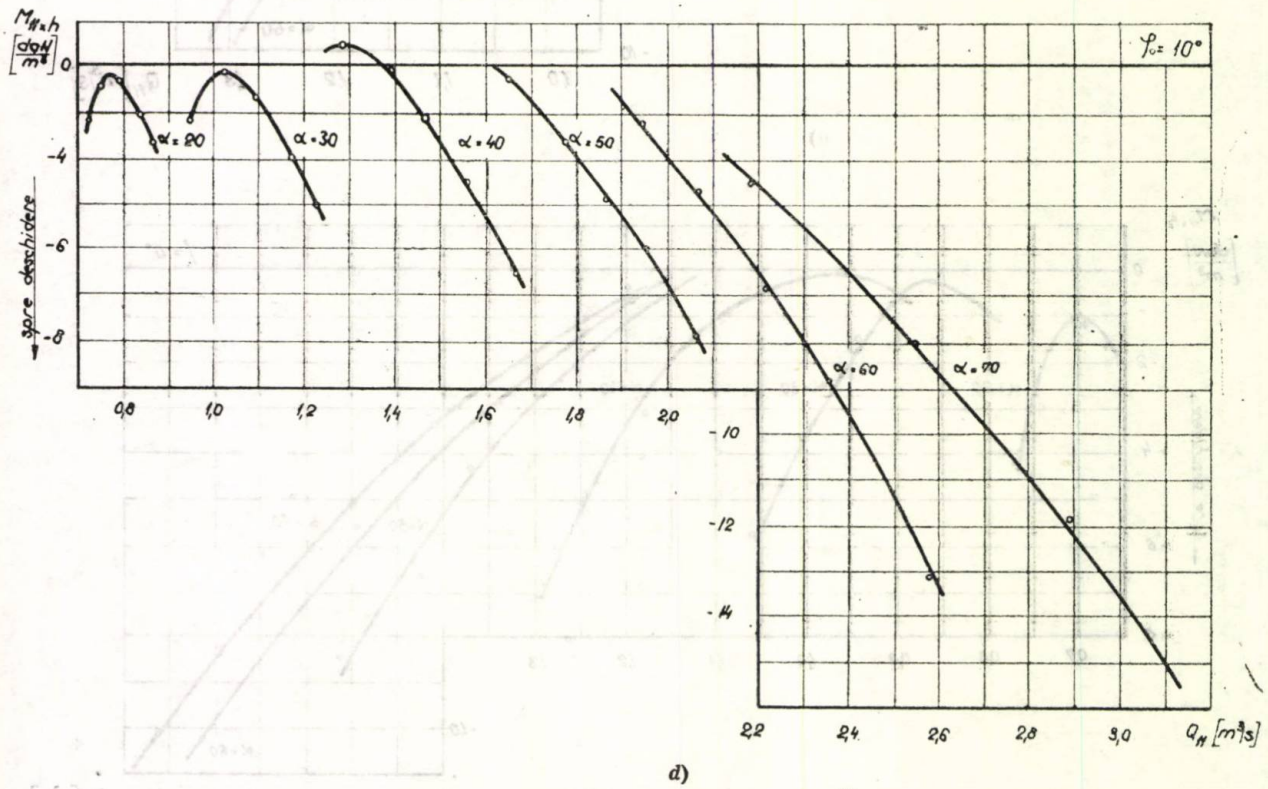


Fig. 4 *a*, *b*. Caracteristica momentului hidraulic redus M_{xh}^{11} pe paleta rotor.
a) $\varphi = -5°$; *b*) $\varphi = 0°$;

Așa cum rezultă din diagrame, momentele hidraulice tind în majoritatea domeniului spre deschiderea paletelor, această tendință accentuîndu-se odată cu creșterea debitului — deci a turației — la poziția fixă a organelor de reglare. În figura 5 se prezintă caracteristica momentelor pentru regimul de ambalare, regim în care tendința de deschidere se accentuează.



c)



d)

Fig. 4. *c*, *d*. Caracteristica momentului hidraulic redus M_{11sh}^{11} pe paleta rotor.
c) $\varphi = +5°$; *d*) $\varphi = +10°$

Pentru determinarea forței axiale, pe baza măsurării momentului M_y, se procedează la

determinarea razei centrului de presiune al forţelor hidraulice pe paletă, conform [6], cu relaţia :

$$R_{cp} = \frac{4}{3}\left(R_m - \frac{R_1 r_b}{4 R_m}\right)\frac{\sin \alpha}{\alpha} \qquad (5)$$

unde relaţiile reprezintă :

R_{cp} — raza centrului de presiune
R_1 — raza rotorului
r_b — raza butucului rotorului ;

$R_m = \frac{R_1 + r_b}{2}$ — raza medie a rotorului ;

$2\alpha = \frac{l}{R}$ — unghiul la centru corespunzător secţiunii cilindrice a paletei ;

l — lungimea arcului secţiunii cilindrice medii ;

R — raza secţiunii cilindrice medii.

În acest mod se calculează valoarea forţei axiale :

$$A = \frac{M_y}{R_{cp}} \text{ şi respectiv } A_{11} = \frac{A}{HD_1^2} \qquad (6)$$

În cazul concret a rezultat $R_{cp} = 202{,}4$ mm.

Caracteristicile forţei axiale pe palta rotorului sub forma dependenţelor $A_{11} = A_{11}(n_{11}, \alpha)$ pentru $\varphi = \text{const.}$, sînt date în figurile 6 *a*, *b*, *c*, *d*. Din diagrame rezultă scăderea valorii forţei axiale cu creşterea turaţiei şi închiderea aparatului director.

Presiunea statică amonte şi aval de rotor

Determinarea presiunii statice s-a efectuat cu ajutorul a două prizometre directe racordate la două prize în peretele camerei rotor, situate în planul orizontal ce trece prin axa turbinei şi la distanţă de 90 mm în amonte şi 150 mm în aval de axa paletei rotorului.

În vederea utilizării rezultatelor la toată gama de turbine avînd acelaşi model, conform [1] se calculează valorile pentru condiţiile $D = 1$ m, $H = 1$ m şi $H_s = 0$, cu relaţia :

$$\frac{p_1^1}{\gamma} = \frac{1}{H_m}\left(\frac{p_m}{\gamma} + H_{sm} + A_m\right) - \frac{A_m}{D_{1m}}, \qquad (7)$$

unde s-a notat :

p_1^1 — presiunea statică redusă ;
$H_m = 4{,}5$ m — căderea de încercare a modelului ;
p_m — valoarea presiunii statice măsurată în punctul respectiv ;
$H_{sm} = -0{,}735$ m — sarcina de aspiraţie în timpul încercării modelului.
$D_{1m} = 0{,}6$ m — diametrul rotorului model ;
$A_m = 0$ — distanţa pe verticală între axul turbinei şi planul orizontal ce trece prin punctul de măsură.

Pentru transpunerea de la model la maşina reală se utilizează valorile p_1^1 obţinute pe model şi mărimile corespunzătoare maşinii reale, rezultînd :

$$\frac{p}{\gamma} = H\left(\frac{p_1^1}{\gamma} + \frac{A}{D_1}\right) - H_s - A \qquad (8)$$

Rezultatele experimentale sub forma $\left(\frac{p_1^1}{\gamma}\right)_{amonte}$ respectiv $\left(\frac{p_1^1}{\gamma}\right)_{aval}$ în funcţie de Q_{11} şi α pentru poziţia fixă a paletelor rotorului sînt date în figurile 7 a, b, c, d [8].

Din analiza figurilor rezultă următoarele :

— presiunea în amonte de rotor variază liniar cu debitul la deschideri constante ale aparatului director şi poziţia fixă a paletelor rotorului ;

— presiunea în aval prezintă puncte de minim care admit o înfăşurătoare pentru un regim elicoidal ($\varphi = \text{const.}$). Punctele de minim corespund punctelor de funcţionare cu randament maxim.

Momentul hidraulic pe paletele aparatului director

Determinarea momentului hidraulic ce acţionează pe paletele directoare s-a efectuat utilizînd un dispozitiv format dintr-o tijă supusă la încovoiere, pe care s-au fixat traductoare tensometrice. Acest dispozitiv s-a montat în locul mecanismelor de acţionare a paletei. În vederea separării componentei momentului datorită forţelor de frecare din lagărele paletei, se măsoară momentul corespunzător unei poziţii a paletei atît la mişcarea acesteia spre închidere, cît şi spre deschidere.

Momentul hidraulic îşi păstrează semnul, indiferent de mişcare, în schimb momentul de frecare se opune mişcării, deci va avea semne

opuse în cazul închiderii şi deschiderii. În acest caz se poate scrie :

$$M_i = M_h + M_{fr}$$
$$M_d = M_h - M_{fr}$$

M_h — momentul hidraulic asupra paletei ;

M_{fr} — momentul datorită frecării în lagărele paletei.

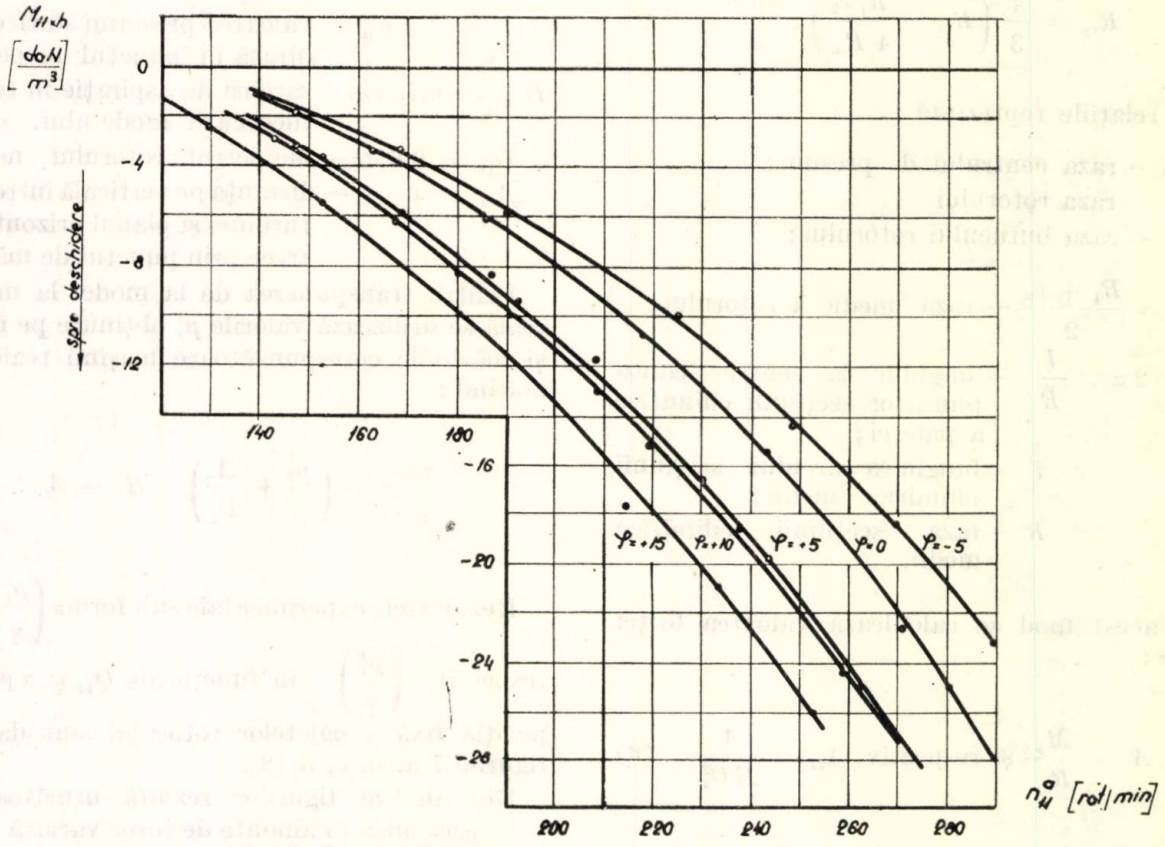


Fig. 5. Caracteristica momentului hidraulic în regim de ambalare.

în care

M_i, M_d reprezintă momentul rezistent asupra paletei la acţionarea spre închidere, respectiv spre deschidere ;

Măsurînd valorile M_i şi M_d, se calculează momentul hidraulic

$$M_h = \frac{M_i + M_d}{2} \quad (9)$$

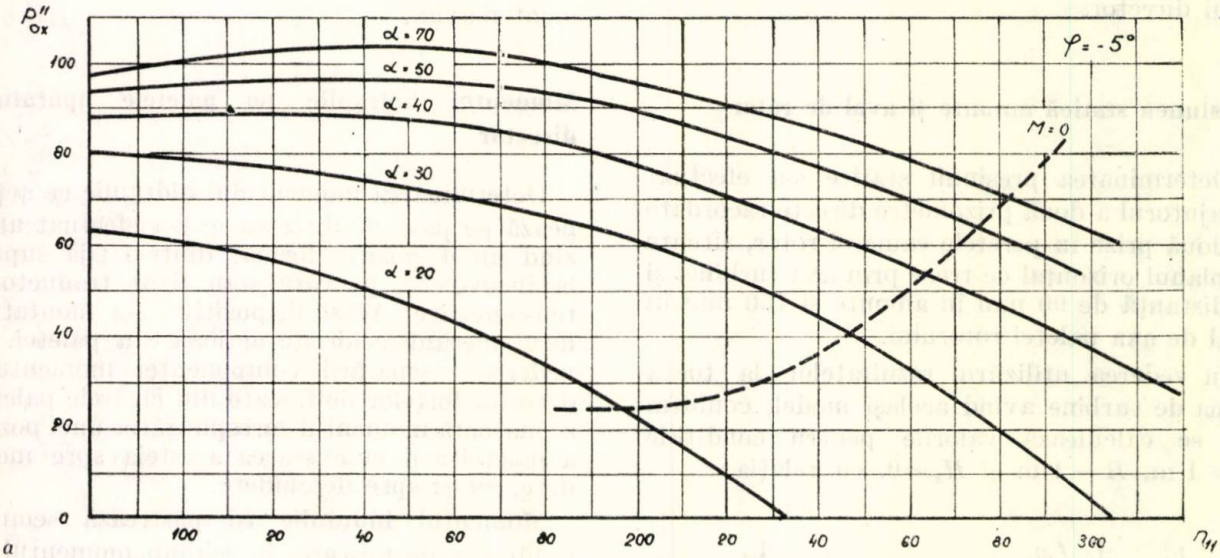
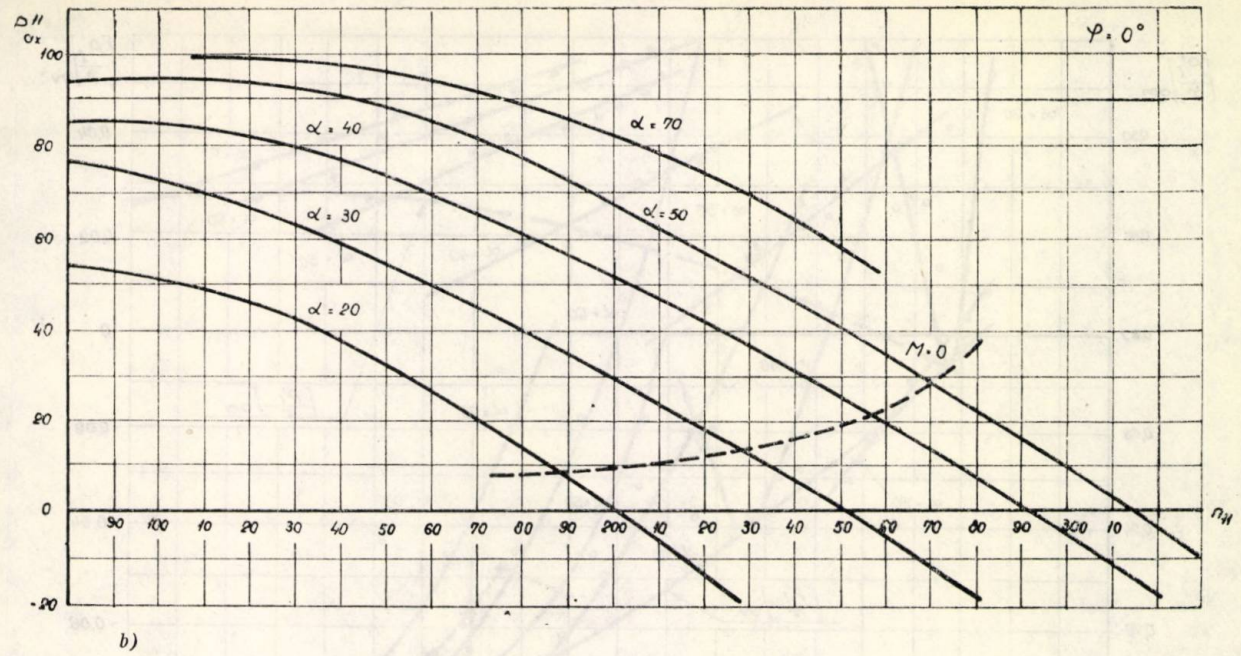
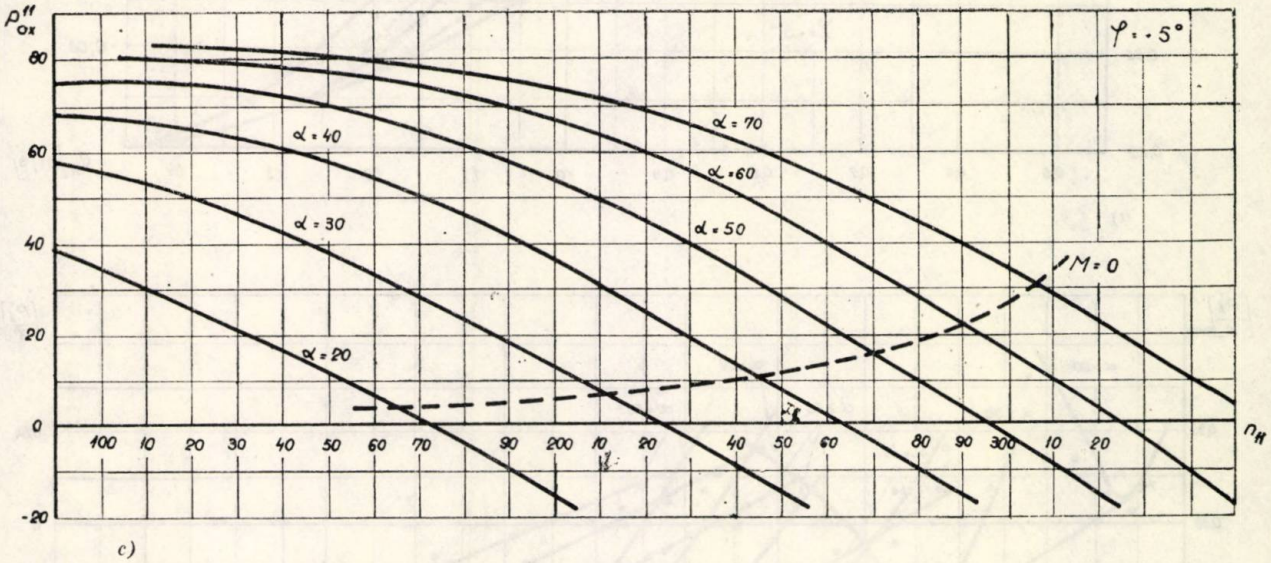


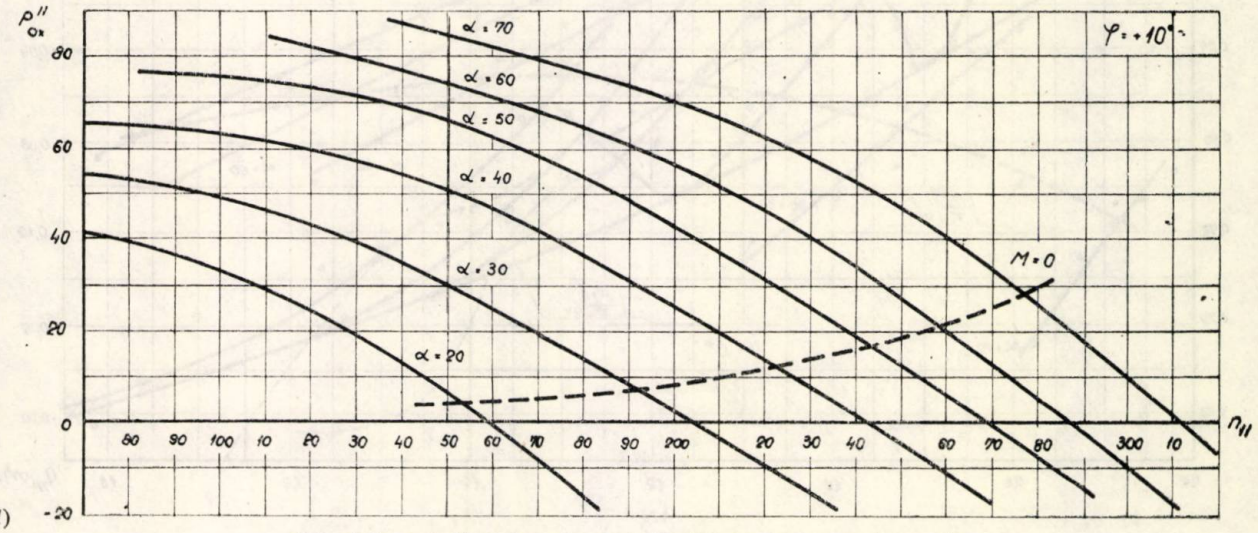
Fig. 6 *a*) Caracteristica forţei axiale reduse pe paleta rotor. $\varphi = -5°$;



b)

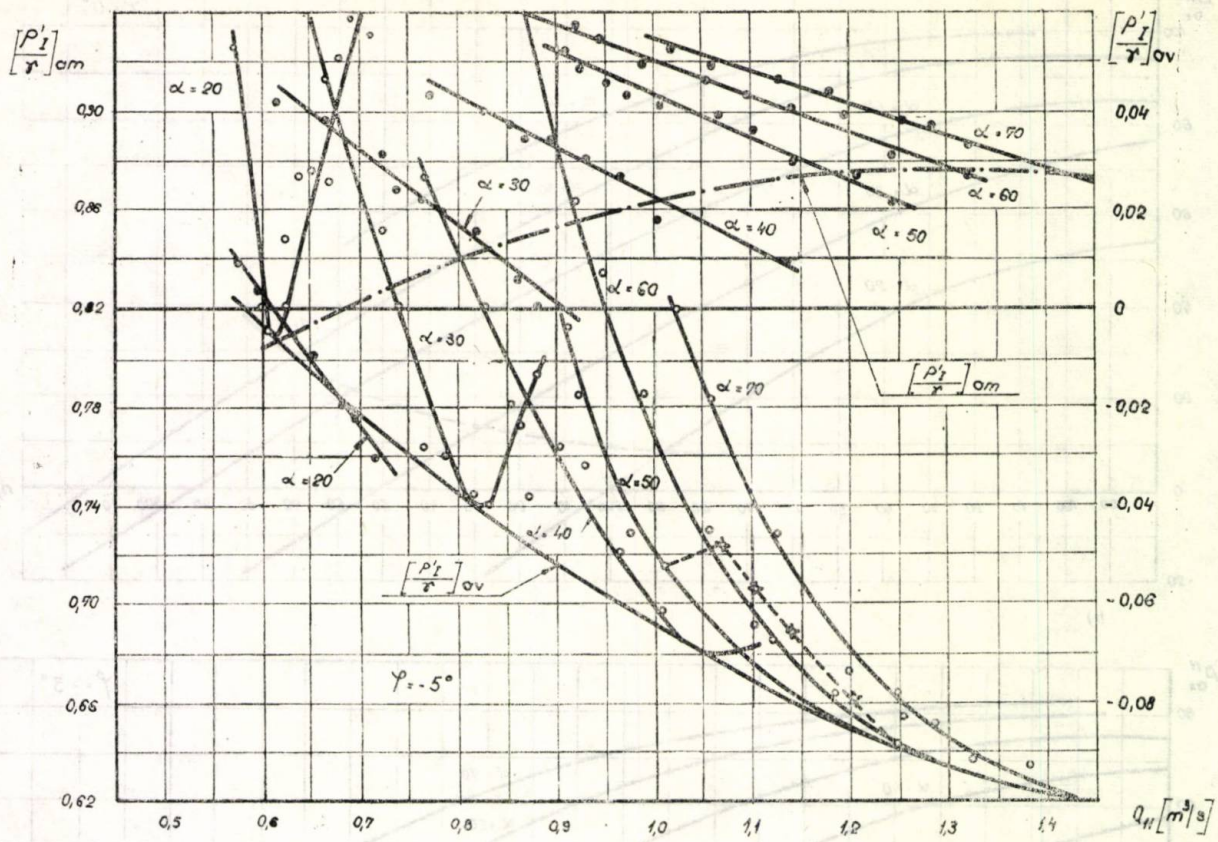


c)

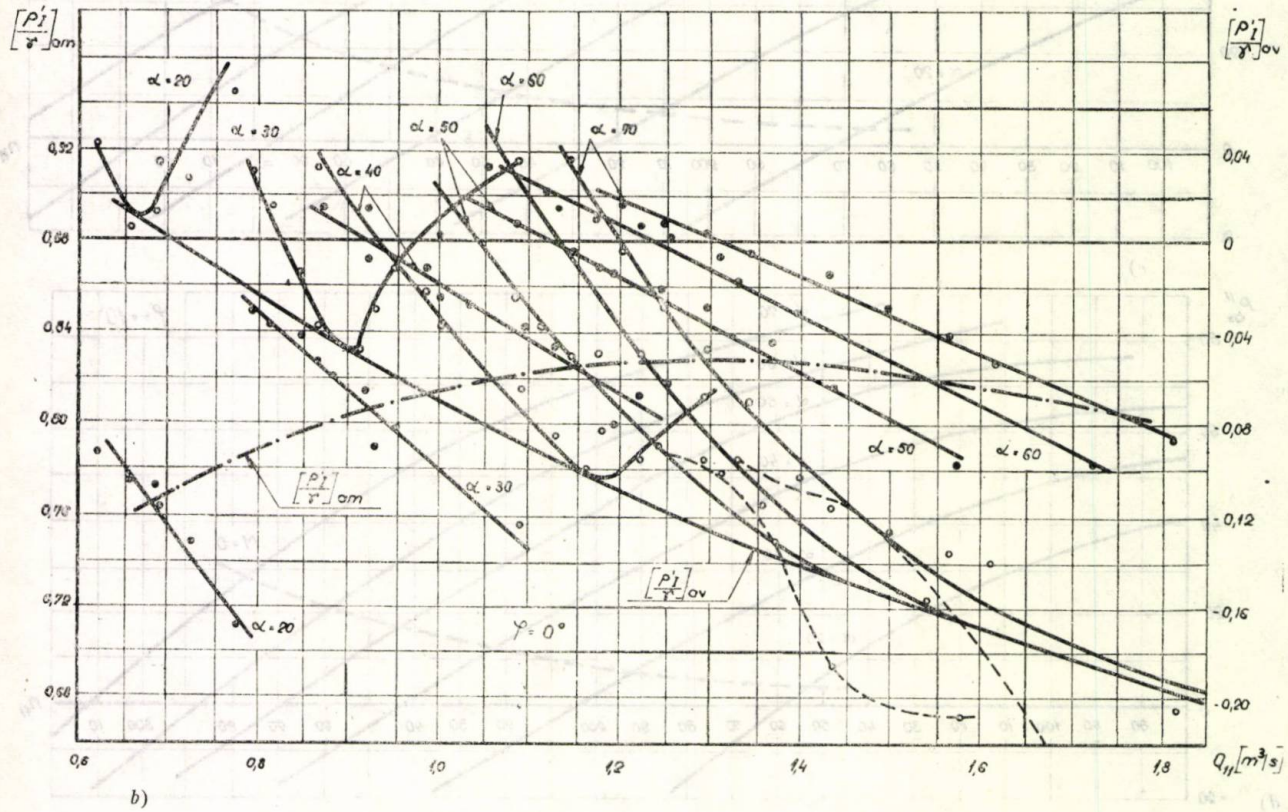


d)

Fig. 6 *b*, *c*, *d*. Caracteristica forței axiale reduse pe paleta rotor.
b) $\varphi = 0°$; *c*) $\varphi = +5°$; *d*) $\varphi = +10°$

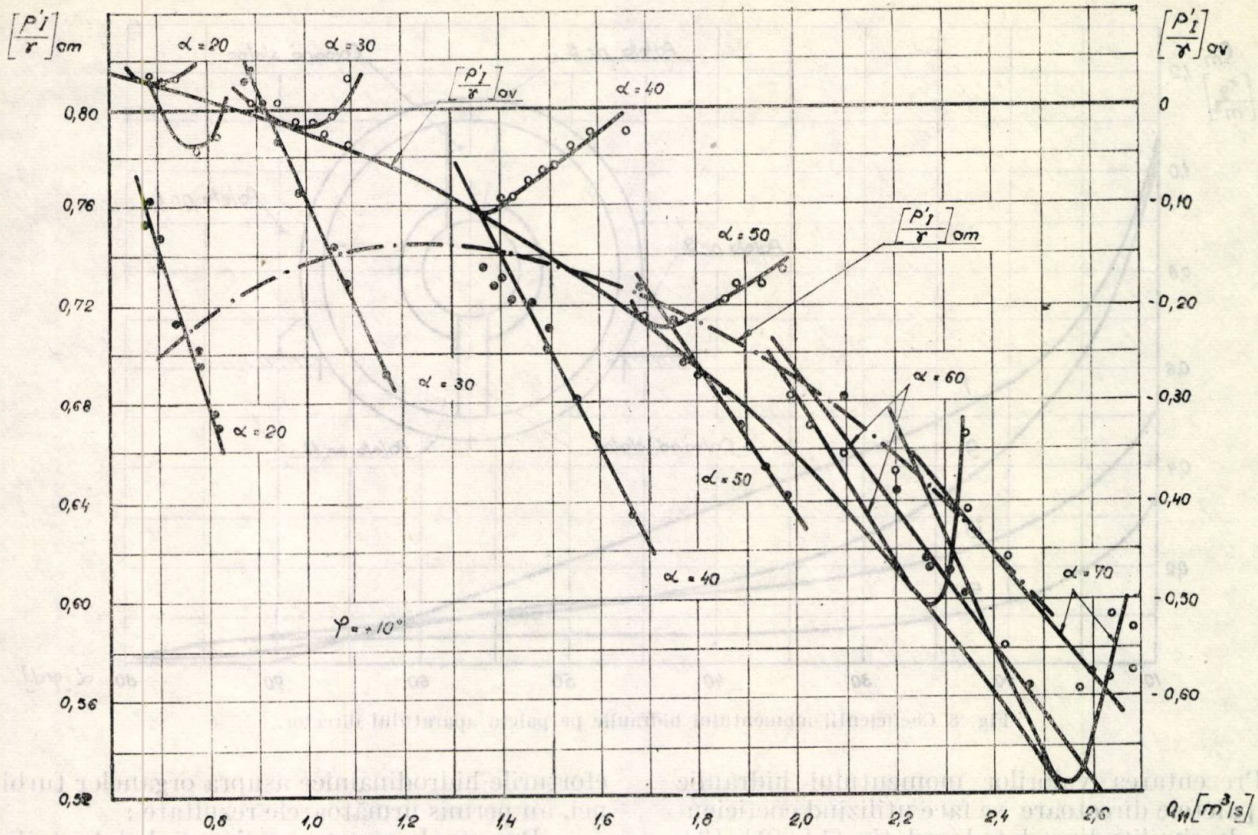


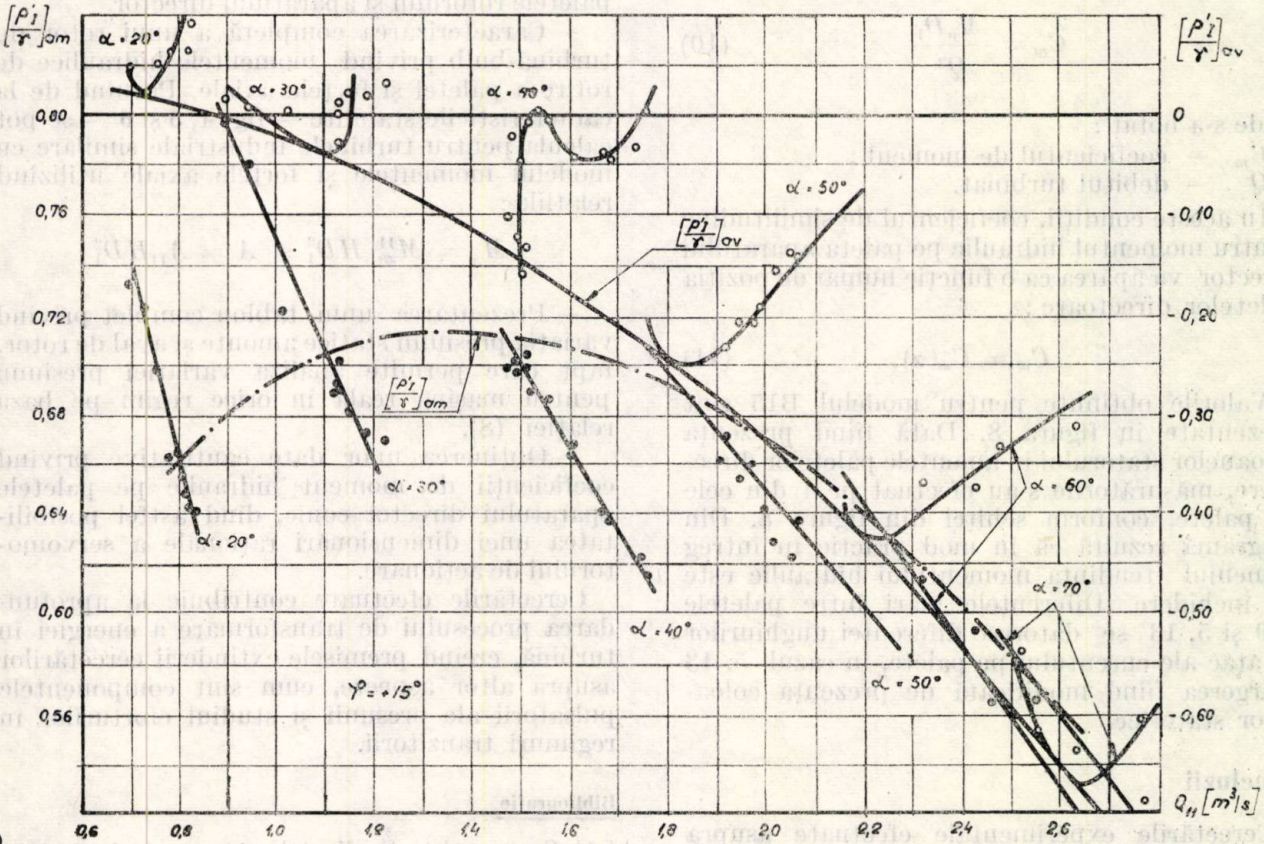
a)



b)

Fig. 7. *a*, *b*. Caracteristica presiunilor amonte și aval de rotor
a) $\varphi = -5°$; *b*) $\varphi = 0°$.





d)

Fig. 7. *c*, *d*. Caracteristica presiunilor amonte și aval de rotor.
c) $\varphi = +10°$; *d*) $\varphi = +15°$

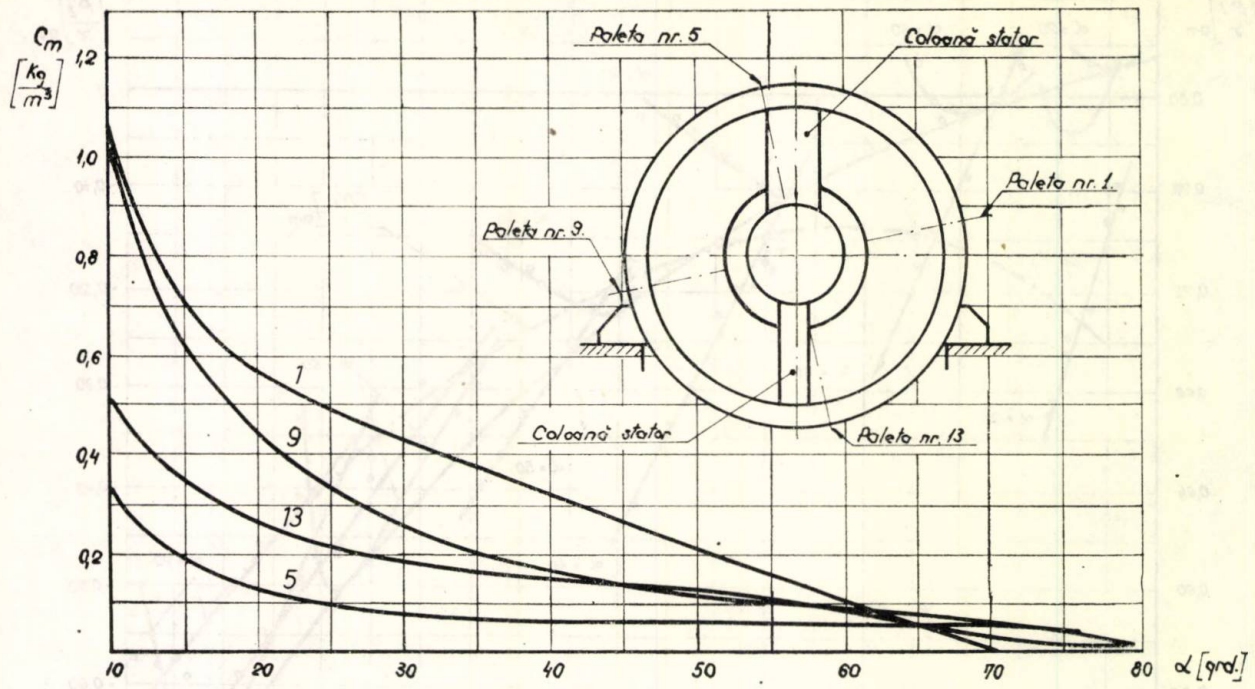


Fig. 8 Coeficienţii momentului hidraulic pe paleta aparatului director.

Prezentarea valorilor momentului hidraulic pe paletele directoare se face utilizînd coeficientul de similitudine dat de relaţia [1], [2], [3], [10]:

$$C_m = \frac{M_n D_1}{Q^2} \tag{10}$$

unde s-a notat:

C_m — coeficientul de moment;

Q — debitul turbinat.

În aceste condiţii, coeficientul de similitudine pentru momentul hidraulic pe paleta aparatului director va apărea ca o funcţie numai de poziţia paletelor directoare:

$$C_m = C_m(\alpha) \tag{11}$$

Valorile obţinute pentru modelul B15 sînt prezentate în figura 8. Dată fiind prezenţa coloanelor statorului în amontele paletelor directoare, măsurătorile s-au efectuat pe 4 din cele 16 palete, conform schiţei din figura 8. Din diagramă rezultă că în mod practic în întreg domeniul tendinţa momentului hidraulic este de închidere. Diferenţele mari între paletele 1, 9 şi 5, 13 se datoresc diferenţei unghiurilor de atac ale curentului pe palete, în cazul 5, 13 scurgerea fiind modificată de prezenţa coloanelor statorice.

Concluzii

Cercetările experimentale efectuate asupra modelului de turbină-bulb cu diametrul rotor $D_1 = 0{,}6$ m, în staţia în circuit deschis. privind eforturile hidrodinamice asupra organelor turbinei, au permis următoarele rezultate:

— Punerea la punct a unui metodici de studiu experimental al momentelor şi forţelor pe paletele rotorului şi aparatului director.

— Caracterizarea completă a unui rotor de turbină-bulb privind momentele hidraulice de rotire a paletei şi forţele axiale. Pornind de la caracteristicile stabilite — fig. 4, 5 şi 6 — se pot calcula pentru turbinele industriale similare cu modelul momentele şi forţele axiale utilizînd relaţiile:

$$M_h = M_{xh}^{11}\, HD_1^3 \text{ şi } A = A_{11} HD_1^2$$

— Prezentarea unui tablou complet privind variaţia presiunii statice amonte şi aval de rotor, fapt care permite analiza variaţiei presiunii pentru maşina reală în orice regim pe baza relaţiei (8).

— Obţinerea unor date cantitative privind coeficienţii de moment hidraulic pe paletele aparatului director conic, dînd astfel posibilitatea unei dimensionări raţionale a servomotorului de acţionare.

Cercetările efectuate contribuie la aprofundarea procesului de transformare a energiei în turbină, creînd premisele extinderii cercetărilor asupra altor aspecte, cum sînt componentele pulsatorii ale presunii şi studiul eforturilor în regimuri tranzitorii.

Bibliografie

[1] Gutovski, E. V. şi Kolton, A. I. *Teoriia i ghidrodinamiceskii raşciot ghidroturbin.* Maşinostroenie, Leningrad, 1974.

[2] Malişev, V. M. *Modelnie issledovaniia ghidroturbin.* Maşinostroenie, Leningrad, 1971.
[3] Abdurahmanov, L. F. *K voprosu eksperimentalnovo opredeleniia silovth harakteristik povorotnolopastnth sistem.* În : Ghidroturbostroenie 12, Trudi LMZ, Leningrad, 1969, p. 83—93.
[4] Voia, I. ş. a. *Laboratorul de cercetări maşini hidraulice ICPEH Reşiţa.* Reşiţa, 1974.
[5] Bitang, A., Voia, I., Krutsch, H. şi Ghera, P. *Staţia ICPEHR în circuit deschis pentru încercarea energetică a turbinelor hidraulice tip bulb.* Prima Conferinţă a energeticienilor, Bucureşti, 17—19 oct. 1974.
[6] Aronson, A. I. ş. a. *Raşciot na procinosti detalei ghidroturbin.* Izd. Maşinostroenie, Leningrad, 1965.
[7] *** *Caracteristicile de forţe-momente ale rotorului KOT Ø 600.* (Uz intern ICPEH Reşiţa), ian. 1976.
[8] *** *Determinarea variaţiei de presiune în partea de scurgere a modelului KOT Ø 600.* (Uz intern ICPEH Reşiţa), ian. 1976.
[9] *** *Caracteristicile de momente ale aparatului director model KOT Ø 600.* (Uz intern ICPEH Reşiţa), ian. 1976.
[10] Vidraşcu, V. şi Câmpian, V. *Despre eforturile ce apar pe paletelele aparatelor directoare.* În : Construcţia de maşini nr. 7, 1975, p. 344—347.

(Articol intrat în redacţie la 8 noiembrie 1976)

Alegerea secţiunilor pentru liniile la care devine economică folosirea mai multor conductoare pe fază

Conf. dr. ing. **Pavel Buhuş,**
asistent ing. **Ion Chiuţă,**
asistent ing. **Gh. Comănescu** *)

1. Consideraţii introductive

Eficienţa economică a liniilor pentru transportul energiei electrice este condiţionată în primul rînd de dimensionarea lor economică. În acest scop, folosind notaţiile prezentate în anexă, cheltuielile totale actualizate la momentul punerii în funcţiune a unei linii pot fi scrise sub forma

$$CTA = (A + Ks)C_{ie} + 3\,\rho\,C_p\,\frac{I^2}{s} \qquad (1)$$

Pentru stabilirea secţiunii la care se obţine compromisul optim între efortul iniţial de investiţii şi valoarea actualizată a cheltuielilor pe durata de exploatare a liniei, se anulează derivata relaţiei (1) în raport cu parametrul considerat. Pe această cale se obţine densitatea economică de curent corespunzătoare unui anumit tip constructiv de linie (ρ, K, C_{ie}), precum şi unui anumit cost C_p al unui kW consum propriu tehnologic pe întreaga durată de exploatare a liniei:

$$j_{ec} = \sqrt{\frac{KC_{ie}}{3\rho C_p}} \qquad (2)$$

În ţara noastră, această metodă de dimensionare a fost reactualizată prin prescripţia PE 135/75. În cazul conductoarelor de aluminiu şi al unor durate de utilizare a sarcinilor maxime între 1000 şi 7000 ore/an au fost normate densităţi economice între 0,4 — 0,7 A/mm² pentru linii electrice aeriene şi între 0,5—1,2 A/mm² pentru cabluri cu tensiuni nominale de 1—10 kV.

*) Autorii sînt cadre didactice la Institutul politehnic Bucureşti.

Deoarece diferitele noastre tipuri de cabluri se fabrică pînă la secţiunile maxime de 150—240 mm², într-o primă analiză ar rezulta că în cazul unor dimensionări economice plafoanele de curenţi corespunzătoare adoptării unui singur cablu de secţiune maxim construită pot varia între 75 şi 250 A. Aceste valori, destul de scăzute, pot fi deci interpretate ca o indicaţie cu privire la utilitatea unei metode cît mai simple de dimensionare economică a liniilor cu mai multe conductoare pe fază.

2. Stabilirea domeniilor de folosire economică a mai multor conductoare pe fază

Fie secţiunile fazice totale s_1 şi s_2 două ipoteze de realizare constructivă ale unei aceleiaşi linii electrice cu un curent maxim prezumat I.

Notînd

$$\Delta s = s_2 - s_1 \qquad (3)$$

$$\Delta A = A_2 - A_1 \qquad (4)$$

şi avînd în vedere relaţia (1), expresia diferenţei cheltuielilor totale actualizate din cele două ipoteze considerate rezultă :

$$\Delta CTA = CTA_1 - CTA_2 = 2\rho C_p I^2 \frac{\Delta s}{s_1 s_2} - KC_{ie}\left(1 + \frac{\Delta A}{K\Delta s}\right) \qquad (5)$$

Luînd în considerare şi relaţia (2), expresia obţinută mai poate fi scrisă sub forma :

$$\Delta CTA = K\Delta s C_{ie}\left[\left(\frac{I}{j_{ec}}\right)^2 \frac{1}{s_1 s_2} - \left(1 + \frac{\Delta A}{K\Delta s}\right)\right]. \qquad (6)$$

În partea dreaptă a relaţiilor (5) şi (6), primul termen reprezintă reducerea cheltuielilor totale de exploatare datorită micşorării pierderilor de energie, iar cel de-al doilea termen indică surplusul de cheltuieli necesare în acest scop.

În vederea unei tratări pe cît posibil mai unitare a alegerii secțiunilor economice, în cele ce urmează va fi folosit indicatorul pe care îl vom numi *secțiune economică de calcul* :

$$\sigma = \frac{I}{j_{ec}} \tag{7}$$

Cu această ultimă notație, expresia diferenței cheltuielilor totale actualizate devine :

$$\Delta CTA = K \Delta s \, C_{ie} \left[\frac{\sigma^2}{s_1 s_2} - \left(1 + \frac{\Delta A}{K \Delta s} \right) \right] \tag{8}$$

De asemenea, se va mai avea în vedere că

$$s_2 = s_1 \left(1 + \frac{\Delta s}{s_1} \right) \tag{9}$$

Cu relațiile obținute se va urmări stabilirea unei metode prin care, pe o scală continuă de valori ale secțiunii economice de calcul σ, să se poată determina succesiunea de domenii ale secțiunilor fazice totale indicate a fi adoptate din gama secțiunilor normalizate, pe baza criteriului cheltuielilor totale actualizate.

Secțiunea economică de calcul frontieră σ_{fr}, care departajează domeniile de folosire a două secțiuni s_1 și s_2 oarecare — făcîndu-se abstracție de posibilitatea de folosire mai economică a unor alte secțiuni — , se deduce cu ajutorul relației (8) în ipoteza unei diferențe nule a cheltuielilor totale actualizate :

$$\sigma_{fr} = s_1 \sqrt{\left(1 + \frac{\Delta s}{s_1} \right) \left(1 + \frac{\Delta A}{K \Delta s} \right)} \tag{10}$$

În numeroase cazuri practice nu intervine o creștere de cheltuieli ΔA. De exemplu, la cabluri astfel de situații au loc în cazul gamei inițiale de secțiuni, care se poate extinde pînă la 150 — 240 mm², sau în cazul comparării soluțiilor cu două cabluri de aceeași construcție avînd secțiunile fazice totale de 2×185 mm² și 2×240 mm² etc. Folosind dezvoltarea în serie

$$\sigma_{fr} = \sqrt{s_1 s_2} = s_1 \sqrt{1 + \frac{\Delta s}{s_1}} \approx s_1 + \frac{\Delta s}{2}, \tag{11}$$

se poate observa ușor că, cel puțin în cazul valorilor succesive din gama de secțiuni fazice totale, pentru secțiunea-frontieră poate fi luată în considerare cu erori practic neglijabile media aritmetică în locul celei geometrice.

În cealaltă categorie de cazuri practice, cînd pentru mărirea secțiunii devine necesară și o creștere de cheltueili ΔA, pot apărea situații în care să rezulte mai eficientă trecerea direct la una din treptele de secțiune mai ridicate decît cea imediat superioară secțiunii de referință s_1. De exemplu, considerînd ca referință un cablu cu $s_1 = 240$ mm², este posibil ca, în continuare, odată cu creșterea sarcinii, două cabluri de cîte 185 mm², datorită unor pierderi de energie mai reduse, să conducă la un avantaj economic pe leu suplimentar investit mai ridicat decît în cazul a două cabluri de cîte 150 mm².

Creșterea optimă teoretică față de secțiunea de referință s_1 reprezintă minimul frontierei superioare a domeniului economic de utilizare pentru această secțiune. Ca urmare, această creștere optimă se deduce anulînd derivata relației (10)

$$\Delta s_{opt\, s_1} = \sqrt{\frac{A s_1}{K}} \tag{12}$$

În urma cîtorva transformări simple, minimul frontierei superioare pentru domeniul economic de folosire al secțiunii considerate capătă expresia :

$$\sigma_{fr\, min} = s_1 + \Delta s_{opt\, s_1} \tag{13}$$

Conform relației (11), rezultă că în cazul unor secțiuni între care trecerea nu necesită cheltuieli suplimentare ΔA, densitatea de curent la limita inferioară a unui domeniu de folosire economică are o valoare mai mică decît j_{ec}. În cazul în care trecerea presupune și cheltuieli suplimentare ΔA, conform relației (13) densitatea minimă de curent ce caracterizează limita inferioară a domeniului secțiunii :

$$s_{2\, opt} = s_1 + \Delta s_{opt\, s_1} \tag{14}$$

are o valoare mai ridicată decît în cazul anterior, fiind egală cu j_{ec}.

Este puțin probabil ca $s_{2\, opt}$ să coincidă cu valorile secțiunilor fazice totale care pot fi alese în practică și de obicei rezultă indicată adoptarea unei secțiuni totale imediat superioare. În astfel de cazuri se folosește relația (10), pusă sub forma :

$$\sigma_{fr\, s_1 s_2} = \sqrt{s_1 s_2 \left(1 + \frac{\Delta A}{K \Delta s} \right)} \tag{15}$$

Luînd în considerare un tip de cabluri caracterizat prin relația de cost $A + Ks$, secțiunea maximă construită s_M și treapta normalizată imediat inferioară s_{M-1}, o indicație cu privire la limita superioară a zonei de utilizare pentru metodica creșterilor optime de secțiune se poate obține cu ajutorul relației :

$$N s_M + \Delta s_{opt\, s_M} = (N + 1)\, s_{M-1} \tag{16}$$

în care N reprezintă numărul de cabluri care se presupune a fi utilizate în paralel. În cele ce urmează se va nota *raportul componentelor*

investiției suplimentare pe care o presupune trecerea de la N la $N+1$ cabluri de secțiune maximă construită, s_M, prin

$$R_{ci} = \frac{A}{Ks_M} \tag{17}$$

Ținînd seama de relațiile (12) și (17), relația (16) se mai poate scrie sub forma :

$$N_c + \sqrt{R_{ci} N_c} = (N_c + 1)\frac{s_{M-1}}{s_M} \tag{18}$$

Pentru cablurile construite în țară, $s_M = 150 \ldots 240$ mm² și deci $s_{M-1}/s_M = 0{,}77 \ldots 0{,}81$. Admițînd pentru acest raport de secțiuni valoarea 0,8, o indicație cu privire la numărul N_c de cabluri cu secțiune maximă construită s_M pînă în jurul căruia poate fi folosită metodica creșterilor optime de secțiune se poate obține folosind în calculele practice relația :

$$N_c = (12{,}5\, R_{ci} + 4) - \sqrt{(12{,}5\, R_{ci} + 4)^2 - 16} \tag{19}$$

În continuare devine indicat din punct de vedere economic să fie luat în considerare numai șirul soluțiilor cu $N > N_c$ cabluri în paralel avînd fiecare secțiunea fazică s_M. În această a treia zonă de alegere, pentru a stabili secțiunea de calcul frontieră între domeniile de folosire economică a N și respectiv $N+1$ cabluri, se poate porni de la relația (15), obținîndu-se :

$$\sigma_{fr\,N/N+1} = m_j s_M \sqrt{N(N+1)} \tag{20}$$

Valoarea multiplului m_j caracteristică unui anumit tip constructiv de cabluri se obține cu ajutorul expresiei :

$$m_j = \sqrt{1 + R_{ci}} \tag{21}$$

Relația (20) poate fi folosită în proiectare pentru tabelarea secțiunilor economice frontieră. Pe baza aceleiași relații se mai poate face însă o observație utilă, în acest scop înlocuindu-se radicalul prin primii doi termeni ai dezvoltării sale în serie :

$$\frac{\sigma_{fr\,N/N+1}}{m_j} = s_M N \sqrt{1 + \frac{1}{N}} \approx s_M \frac{N + (N+1)}{2} \tag{22}$$

Comparînd rezultatul obținut cu relația (11), se constată că prima și a treia zonă de alegere a secțiunilor economice sînt caracterizate printr-o aceeași relație de definiție a frontierelor dintre două secțiuni fazice succesive, economic a fi adoptate. Alegerea în cazul celor două zone comportă totuși două diferențe, și anume :

A) în prima zonă alegerea se face din gama secțiunilor normalizate pînă la valoarea s_M, iar în cea de-a treia numai din gama secțiunilor multiplu de s_M ;

B) indicatorul cu ajutorul căruia se face alegerea soluției economice concrete, în prima zonă îl reprezintă secțiunea economică de calcul σ, în timp ce, dacă se înscrie în zona a treia, valoarea lui σ trebuie în prealabil micșorată, împărțind-o prin factorul m_j.

Semnificația factorului m_j poate fi ușor dedusă, luînd în considerare relațiile (7) și (22). Valoarea sa reprezintă raportul dintre densitățile economice de curent caracteristice zonei a treia și respectiv primei zone de corespondență dintre scala continuă a valorilor posibile pentru secțiunile economice de calcul σ și scala de valori discrete care pot fi economic adoptate.

În cadrul zonei intermediare — cuprinsă, de exemplu, între unul și N_c cabluri de secțiune maximă construită — corespondențele optime se stabilesc în special cu ajutorul calculului creșterilor optime de secțiune. Ca urmare, pentru ușurarea proiectării se consideră indicată tabelarea frontierelor din cadrul unei astfel de zone, chiar dacă în practică se constată că domeniul ei de existență rezultă destul de restrîns. Pentru calculele făcute în acest scop, ținînd seama de notația (17) devine util ca relația (12) să fie transcrisă sub forma :

$$\Delta s_{opt\,Ns_M} = s_M \sqrt{N R_{ci}} \tag{23}$$

3. Exemplu de stabilire a corespondențelor dintre secțiunile economice de calcul și cele indicate a fi adoptate în practică

Conform cataloagelor de prețuri unitare pe articole de deviz W/1976, pentru cablurile de 6 kV ACYAPY se consideră

$A = 37$ lei/m $\quad K = 0{,}5$ lei/m.mm² $\quad s_M = 240$ mm²

Calculul mărimilor inițiale :

$$R_{ci} = \frac{A}{Ks_M} = \frac{37}{0{,}5.240} = 0{,}308$$

$$\sqrt{R_{ci}} = 0{,}555 \qquad m_j = \sqrt{1 + R_{ci}} = 1{,}14$$

$$12{,}5\, R_{ci} + 4 = 7{,}85 \qquad Nc = 7{,}85 - \sqrt{7{,}85^2 - 16} = 1{,}10$$

Ultimul rezultat indică faptul că frontiera între a doua și a treia zonă de alegere economică se plasează între domeniile de folosire optimă a unuia și respectiv două cabluri de cîte 240 mm².

După domeniul economic de folosire a unui singur cablu de 240 mm², valoarea teoretică a secțiunii fazice totale la care ar fi economic să se treacă odată cu creșterea curentului de sarcină se deduce cu ajutorul relațiilor (14) și (23) :

$$s_{2opt} = 240\,(1 + \sqrt{R_{ci}}) = 373 \text{ mm}^2$$

Domeniul următor corespunde deci secțiunii fazice totale de 2 × 185 mm². De asemenea rezultă că varianta cu două cabluri de cîte 150 mm² fiecare nu este indicat să fie inclusă

în cadrul scalei soluțiilor economice succesive. Datorită diferenței neglijabile dintre secțiunea luată în considerare și s_{2pt}, fără a mai face apel la relația (14), pentru frontiera dintre primele două zone de alegere se poate adopta $\sigma_{fr240/2\times185} = 370$ mm². Cu ajutorul relației (11), pentru frontiera următoare se obține $\sigma_{fr\,2\times185/2\times240} = 425$ mm².

Avînd în vedere și indicația furnizată inițial de valoarea obținută pentru Nc, rezultă că în continuare se trece în a treia zonă de alegere economică a secțiunilor. Frontiera dintre ultimele două zone poate fi aleasă cu ajutorul relației

$$\sigma_{fr} = m_j\, \sigma_{fr2\times185\times2\times240} = 1{,}14 \cdot 425 = 485 \text{ mm}^2$$

În cadrul tabelului de mai jos s-a preferat adoptarea valorii rotunde de 500 mm². În proiectare, atunci cînd pentru secțiunea economică de calcul σ s-ar obține o valoare mai ridicată decît 500 mm², în primul rînd aceasta ar trebui împărțită la $m_j = 1{,}14$, urmînd ca alegerea să se facă ca și în prima zonă, dar numai din gama secțiunilor multiplu de 240 mm².

Secțiuni economice frontieră pentru cablurile ACYABY de 6 kV

Zona de alegere	1	2		3
σ_{fr}, mm²	370	420	500	
$s_{cabluri}$, mm²	... 240	2×185	2×240... N×240	

Pentru cazurile în care s-ar considera utilă și o detaliere parțială a frontierelor din zona a treia de alegere poate fi folosită relația (20), care, în cazul de față, devine:

$$\sigma_{fr\,N/N+1} = 275 \sqrt{N(N+1)}$$

Mai considerăm necesar de subliniat că în cazul unor trasee scurte — ceea ce, de la caz la caz, poate corespunde unor lungimi sub 100—200 m — devine indicat să fie luat în considerare și costul cutiilor terminale. În cazurile de folosire a mai multor cabluri ACYABY de 6 kV în paralel, ținînd seama și de costul cutiilor terminale, care majorează cheltuielile suplimentare ΔA, pentru secțiunile de calcul frontieră se obțin valori mai ridicate decît cele indicate în tabel, și anume de circa 1,05 ori pentru $l = 200$ m, de circa 1,10 ori pentru $l = 100$ m și de peste 1,2 ori pentru $l = 50$ m.

Prin urmare, un tabel de secțiuni economice frontieră ca cel alăturat este indicat să fie însoțit și de 2—3 factori de corecție, ca cei citați mai sus. În limita unor aproximații acceptabile, între acești factori se pot admite variații liniare. În proiectare, atît în zona a doua cît și în zona a treia de alegere, înainte de folosirea tabelului de corespondențe, valoarea secțiunii economice de calcul urmează a fi corectată, de exemplu divizînd-o prin 1,15 în cazul unui traseu cu lungime de circa 70—80 m.

Concluzii

1. Alegerea secțiunilor economice atît cu unul cît și cu mai multe conductoare pe fază poate fi făcută cu ajutorul unui același indicator, denumit în lucrarea de față secțiune economică de calcul și definit prin relația (7.)

2. Pentru cazurile mai frecvent întîlnite în practică — cum sînt LEC de 0,4—10 kV — pe lîngă valorile pantelor de cost K, considerăm indicat ca prescripțiile să indice și valorile parametrului de cost A, care este independent de secțiune.

Totodată, pentru ușurarea muncii și reducerea probabilității de erori în proiectare, considerăm utilă și anexarea celor cîteva succinte tabele cuprinzînd domeniile secțiunilor fazice realizabile cu mai multe conductoare normalizate care succesiv devin economic a fi adoptate odată cu creșterea secțiunii de calcul.

ANEXĂ

Lista principalelor notații

A — componenta investiției în linie, independentă de secțiunea conductoarele active;
K — panta de creștere cu secțiunea conductoarelor active a investiției în linie;
s — secțiunea fazică totală a conductoarelor active;
C_{ie} — coeficient prin care se ia în considerare valoarea actualizată a cheltuielilor de exploatare independente de tranzitul de energie și eventual valoarea reziduală a investiției;
I — sarcina maximă estimată pentru dimensionarea liniei;
ρ — rezistivitatea conductoarelor;
C_p — cheltuielile actualizate, suportate de sistem pe întreaga durată de exploatare a liniei, datorate unui kW de pierderi la funcționarea acesteia cu sarcina maximă estimată.

(Articol intrat în redacție la 27 mai 1977)

Prognoza consumului de energie electrică și putere de vîrf efectuată în zona unui IRE, utilizînd calculatorul FELIX-C-256

I

DATELE, MODELUL MATEMATIC ȘI PROGRAMELE UTILIZATE

șef lucr. ing. **St. Kilyeni**
șef lucr. ing. **B. Luștrea**
conf. dr. ing. **O. Crișan**
șef lucr. ing. **A. Buta***)

1. Introducere. Obiective

Prognoza consumului de energie și putere de vîrf, alături de considerentele economice și cele cu caracter limitativ, constituie o premisă componentă inițială pentru toate activitățile cu caracter decizional din cadrul sistemelor electroenergetice. Avînd implicații economice, funcționale și sociale deosebit de importante, prognoza trebuie să constituie o activitate permanentă în cadrul întreprinderilor și instituțiilor ce se preocupă de proiectarea, exploatarea și conducerea sistemului electroenergetic sau a părților lui componente.

În cadrul lucrării, la stabilirea metodologiei de efectuare a prognozei, au fost luate în considerare următoarele puncte de vedere :

— prognoza consumului de energie electrică și putere de vîrf trebuie să se bazeze pe analiza și prelucrarea rezultatelor prognozelor obținute pe diverse căi ; aceasta asigură creșterea certitudinii asupra valabilității rezultatelor obținute ;

— datele utilizate pentru efectuarea prognozei se vor alege pe cît posibil dintr-o perioadă trecută de același ordin de mărime ca și perioada viitoare avută în vedere ;

— perioada pentru care se efectuează prognoza să nu depășească 20 de ani, deoarece în caz contrar calitatea rezultatelor scade pronunțat ;

— pentru modelarea curbelor de tendință este recomandabil să se utilizeze curbe simple ;

— rezultatele exprimate probabilistic sînt de utilitate mai mare decît cele exprimate determinist ;

— activitatea de prognoză trebuie să constituie o preocupare permanentă a instituțiilor ce o utilizează.

Avînd în vedere natura datelor care au stat la dispoziție, pentru prognoză s-au folosit numai metodele directe (mărimile trecute sau prognozate, exprimate direct în funcție de timp).

Avînd la dispoziție datele trecute ale consumului total și pe categorii de consumatori, s-au utilizat metode globale de prognoză (consumul total în funcție de timp) și metode analitice (consumuri componente în funcție de timp și prin însumare obținerea consumului total în funcție de timp).

În toate cazurile s-a utilizat exprimarea probabilistică a rezultatelor prognozei.

La efectuarea prognozei, s-au parcurs trei etape, care se vor prezenta separat în continuare : analiza și selectarea datelor : stabilirea modelului matematic și efectuarea prognozelor ; analiza, corecția și prelucrarea rezultatelor.

2. Analiza și selectarea datelor

Datele care au fost puse la dispoziție de către IRE s-au prezentat sub două forme :

— Pentru consumul anual de energie, sub forma unor serii de timp, extinse pe perioada 1952 — 1971, global pentru toată zona și defalcat pe categorii de consumatori.

Categoriile de consumatori pentru care au fost furnizate datele sînt : iluminat și utilizări casnice : iluminat public ; iluminat general ; iluminat comercial ; utilizări forță agricultură ; irigații ; tracțiune electrică urbană ; tracțiune electrică CFR ; forță mici consumatori ; petrol extracție ; forță mari consumatori ; revînzări ; total.

— Pentru vîrful anual de putere au fost puse la dispoziție graficele de sarcină (cu date din oră în oră) în ziua considerată cea mai semnificativă, pentru anii 1966 — 1972, pe total IRE și pe categorii de consumatori (practic aceleași categorii ca și la consumul de energie).

Din analiza critică a informațiilor care au fost puse la dispoziție de către IRE au rezultat următoarele concluzii referitoare la calitatea datelor și a posibilităților de utilizare a lor :

a) S-a constatat o modificare finită a valorilor de consum în anul 1963, cauzată de modificarea geografică a zonei deservite de IRE. Ca urmare, ca date trecute utile au fost considerate doar datele începînd cu anul 1963 ;

b) În perioada trecută considerată s-a constatat o modificare a structurii consumatorilor :

— iluminatul comercial și irigațiile apar ca fiind categorii distincte de consumatori începînd din anul 1962. Avînd în vedere cele stabilite la punctul a), acest fapt nu a constituit un impediment ;

— tracțiunea CFR și petrol extracție apar ca fiind categorii distincte de consumatori în anul 1971, respectiv 1970. Deoarece, în aceste condiții, numărul de date este cu totul insuficient pentru determinarea unei curbe de tendință, acești consumatori nu s-au luat în considerare la prognoza analitică a consumului total de energie electrică. La prognoza globală a consumului total se ține seamă de datele referitoare la cele

*) Autorii sînt cadre didactice la Institutul politehnic Timișoara, Catedra de electroenergetică.

două categorii de consumatori, rezultatele nemaitrebuind să fie corectate;

— din anul 1965 categoria de consumatori formată din revînzători dispare. În atare condiţii, această categorie de consumatori nu s-a luat în considerare la prognoza analitică a consumului total de energie. Nu mai este necesară nici o corecţie, deoarece valorile acestui consum în anii 1963 şi 1964 sînt nesemnificative faţă de celelalte categorii de consumatori. La prognoza globală a consumului total se ţine seamă de datele referitoare la categoria de consumatori discutată, dacă perioada trecută cuprinde şi ani anteriori anului 1964 (exclusiv).

c) În decursul perioadei luate în considerare pentru putere (1966 — 1972) se constată că datele referitoare la anul 1967 lipsesc. Pentru a remedia acest neajuns, ele s-au determinat prin interpolare liniară.

d) În decursul perioadei luate în considerare pentru putere (1966 — 1972) se modifică structura consumatorilor: din anul 1969 apare categoria de consumatori agricultură şi irigaţii. Pînă în anul 1969 acest consumator a fost înglobat în categoria forţă mari consumatori. La analiza curbelor de sarcină, acest consumator se ia în considerare distinct, dar la prognoza analitică a vîrfului total de putere se înglobează în categoria forţă mari consumatori pe toată perioada luată în considerare.

Ansamblul de date existent la dispoziţie a fost triat şi utilizat pentru prognoză, în concordanţă cu observaţiile precizate mai sus.

3. Stabilirea modelului matematic şi prezentarea programelor de calcul

3.1. *Curbele utilizate pentru trend*

Pe baza constatării că cele mai potrivite curbe pentru trend sînt curbele simple, la efectuarea prognozei s-au ales pentru trend modele matematice de forma dreaptă, parabolă, cubică şi exponenţială.

Utilizînd aceste modele şi o exprimare probabilistică cu un anumit grad de certitudine, valoarea maximă, medie şi minimă prognozată se determină cu relaţiile:

— pentru curba de tendinţă liniară:

$$\hat{E}_i = a + bt_i + (+ R_i, + 0, - R_i),$$
$$i = N + 1, M, \qquad (1)$$

unde $N + 1$ este primul an, iar M ultimul an din perioada de prognoză; t_i reprezintă timpul corespunzător anului i;

— pentru curba de tendinţă pătratică:

$$\hat{E}_i = a + bt_i + ct_i^2 + (+ R_i + 0, - R_i),$$
$$i = N + 1, M \qquad (2)$$

— pentru curba de tendinţă cubică:

$$\hat{E}_i = a + bt_i + ct_i^2 + dt_i^3 + (+ R_i, + 0, - R_i),$$
$$i = N + 1, M \qquad (3)$$

— pentru curba de tendinţă exponenţială:

$$\hat{E}_i = \text{antilog}\,[2{,}3(a + bt_i + (+ R_i, + 0, - R_i)],$$
$$i = N + 1, M \qquad (4)$$

Pentru toate modelele alese, R_i se calculează cu relaţia:

$$R_i = K \cdot \sigma \cdot F_i,$$

unde

K este valoarea funcţiei Student, depinzînd de numărul de grade de libertate şi de probabilitatea p dată în procente din 100 încercări, pentru care valoarea reală va fi cuprinsă în intervalul estimat;

σ — dispersia;

F_i — funcţie ajutătoare.

Numărul de grade de libertate se calculează cu relaţia:

$$n_{gl} = N - 1 - P,$$

în care

$P = 1$ pentru variaţia liniară şi exponenţială;

$P = 2$ pentru variaţia pătratică;

$P = 3$ pentru variaţia cubică.

Constantele care intervin în relaţiile (1) — (5) se determină în funcţie de valorile trecute ale seriilor de timp, iar expresiile lor sînt date în anexa 1.

3.2. *Indicii de calitate*

Pentru aprecierea fidelităţii curbei de trend faţă de tendinţa de modificare a datelor trecute, s-au determinat, pentru fiecare tip de model matematic, cinci indici de calitate: coeficientul de corelaţie, raportul de corelaţie, media abaterii ultimelor două puncte, media valorilor absolute ale abaterii ultimelor două puncte şi dispersia ultimelor trei puncte.

Aceşti indici de calitate permit stabilirea unor criterii relativ simple de alegere a celei mai bune curbe de tendinţă dintre cele patru utilizate pentru fiecare consumator şi fiecare perioadă trecută luată în considerare. De asemenea ei permit compararea curbelor de tendinţă pentru diferite perioade trecute.

Expresia, semnificaţia şi modul de interpretare al fiecăruia dintre cei cinci indici de calitate sînt prezentate în anexa 2.

3.3. *Variantele considerate*

Pentru determinarea prognozei consumului anual de energie electrică și putere de vîrf, s-au efectuat și analizat următoarele variante :

a) *pentru consumul de energie electrică* :

— prognoza pentru fiecare categorie de consumator, aplicînd în acest scop, pentru fiecare, metoda directă globală ;

— prognoza consumului total, utilizînd metoda directă analitică (prin însumarea „celei mai bune curbe", de la fiecare categorie de consumator component) ;

— prognoza consumului total, utilizînd metoda directă globală, folosind în acest scop datele trecute ale consumului total.

Pentru obținerea acestor prognoze s-a utilizat programul denumit PRØGW ;

— prognoza modificării ponderii consumului categoriilor componente de consumatori, în consumul total ;

— prognoza consumului de energie pentru categoriile componente de consumatori, pe baza prognozei consumului total de energie și a prognozei ponderilor.

Pentru obținerea acestor prognoze s-a utilizat programul denumit PRØGPØN.

Pentru fiecare caz dintre cele menționate s-au determinat, tipărit și trasat valorile corespunzătoare celor patru tipuri de curbe de trend menționate. De asemenea, pentru fiecare dintre acestea s-au considerat date din trecut din ultimii 8, 9 și 10 ani, obținîndu-se astfel în total, pentru un consumator component sau pentru consumul total, 12 variante de prognoză. Pentru fiecare dintre aceste variante s-au calculat și tipărit toți indicii de calitate.

La prognoza consumului total prin metoda directă analitică, selectarea curbelor componente optime s-a realizat și prin program, pe baza valorii maxime a raportului de corelație.

Prognozele referitoare la consumul de energie s-au extins pe o perioadă viitoare de 20 de ani ; prognozele pentru ponderi s-au extins pentru o perioadă de 10 ani.

b) *pentru vîrful de putere* :

— analiza modificării în timp (în cei 7 ani considerați) a curbelor de sarcină, în ziua considerată cea mai semnificativă, pentru fiecare categorie componentă de consumator și pentru consumul total.

Această analiză s-a efectuat utilizînd programul denumit GRACUSA ;

— prognoza puterilor de vîrf pe categorii de consumatori, considerînd valorile puterilor de la ora de vîrf a totalului (puterile simultane) ;

— prognoza directă analitică (prin însumarea puterilor simultane componente) a puterii totale ;

— prognoza directă globală simultană a vîrfului total ;

— prognoza directă globală a vîrfurilor de putere individuale ale fiecărei categorii de consumatori (puteri de vîrf nesimultane) ;

— prognoza directă analitică a vîrfului total prin însumarea vîrfurilor nesimultane ;

— prognoza directă globală a puterii totale, considerînd drept date sumele valorilor vîrfurilor nesimultane ale consumatorilor componenți.

Aceste prognoze s-au determinat utilizînd programul denumit PUTERE ;

— prognoza puterii totale de vîrf prin prognozarea timpului anual de utilizare a vîrfului de sarcină, utilizînd metoda directă globală, pentru fiecare componentă de consum, aceeași pentru consumul total.

Acestea s-au efectuat utilizînd programul PRØGW.

Toate prognozele referitoare la putere s-au extins în avans pe o perioadă de zece ani.

Prin prelucrarea și analiza comparativă a rezultatelor obținute din variantele menționate, s-au stabilit valorile prognozate pentru energie, putere de vîrf și timp de utilizare a vîrfului anual, pentru fiecare categorie componentă de consum cît și pentru consumul total.

3.4. *Programele de calcul utilizate*

Așa cum s-a menționat, pentru realizarea variantelor amintite s-au utilizat 4 programe : PROGW, PROGPON, PUTERE și GRACUSA. Toate programele sînt scrise în limbajul FORTRAN IV, pentru calculatorul FELIX-C 256.

Programul GRACUSA a fost utilizat pentru analiza curbelor de sarcină, și nu pentru prognoza propriu-zisă ; din acest motiv nu se va insista asupra lui. Celelalte programe sînt variante ale unui arbore identic, și din acest motiv se va prezenta mai detaliat doar programul PRØGW.

Ordinograma de principiu a programului PRØGW este prezentată în figura 1.

Programul PRØGW realizează următoarele funcții :

a) Prognoza consumului de energie electrică pentru un număr de consumatori, *NC*. Valoarea maximă a acestui număr este de 30, dar la nevoie poate fi mărit la 50.

b) Pentru fiecare consumator în parte, efectuează prognoza luînd în considerare un anumit număr de perioade trecute, *NR*. Valoarea maximă a acestui număr este de 15, suficientă chiar și pentru calculele cele mai pretențioase.

c) Pentru un anumit consumator și o anumită perioadă trecută, ia în considerare patru tipuri de curbe de tendință ; liniară, pătratică, cubică, exponențială. La nevoie, oricare dintre aceste tipuri de curbe de variații poate fi înlocuit cu o curbă de orice alt tip. De asemenea, numărul de

tipuri de curbe de variație poate fi mărit sau micșorat, după necesitățile celui care exploatează programul.

d) Pentru un anumit consumator și o anumită perioadă trecută, calculează indicii de calitate pentru fiecare curbă de tendință și, pe baza unuia dintre ei, determină cea mai bună curbă de tendință.

La indicii de calitate folosiți în program se poate adăuga orice alt indice de calitate, sau numărul lor poate fi redus prin eliminarea sau înlocuirea unora. Selectarea celei mai bune curbe de tendință se poate face pe baza oricăruia dintre indicii de calitate sau pe baza mai multor indici de calitate.

e) Pentru fiecare perioadă trecută, efectuează prognoza consumului total de energie, prin metoda directă analitică. luînd în considerare cele mai bune curbe de tendință.

f) Prognoza consumului total de energie electrică prin metoda directă globală, pentru un număr de NR perioade trecute luate în considerare, folosind toate cele patru curbe de tendință prezentate, împreună cu calculul indicilor de calitate;

g) Rezultatele fiecărei prognoze sînt exprimate probabilistic.

Programul PRØGW poate servi în general, cu foarte mici modificări, pentru prognoza oricăror mărimi care sînt funcție de timp (de exemplu, prognoza puterilor maxime).

Semnificația principalelor simboluri prevăzute în figura 1 este prezentată în anexa 3.

Programul apelează la două subprograme, GRAPH și GATA.

Subprogramul GRAPH se utilizează pentru reprezentarea grafică a curbelor de prognoză; subprogramul GATA se utilizează pentru pregătirea datelor pentru o variantă de prognoză.

Programul PRØGW conține 452 instrucții și pentru cazul a 9 componente de consum, trei perioade trecute (8, 9, 10 ani), 4 curbe de tendință și pentru o prognoză extinsă pentru 20 ani (atît pe componente cît și pentru total), necesită un timp de calcul de aproximativ 15 minute. Programul necesită utilizarea completă a memoriei calculatorului, de 64 K, și face apel la biblioteca matematică (discul OPALIN).

Programul GRACUSA conține 119 instrucții și ocupă în memorie aproximativ 40 K. Pentru cazul a 11 componente de consum și utilizînd datele din 6 ani, timpul total de rulare este de aproximativ 6 minute.

Concluziile obținute prin prelucrarea rezultatelor de la calculator se vor prezenta în partea a II-a și a III-a a lucrării.

ANEXA 1

Expresiile constantelor din modelele matematice utilizate pentru prognoză

Coeficienții a, b, c, d din relațiile (1) — (4) s-au determinat astfel încît abaterea medie pătratică, a curbei de trend adoptate, față de valorile reale trecute, să fie minimă.

Expresiile acestor coeficienți rezultă:

— pentru variația liniară:

$$a = c_1 - bc_2,$$

unde:

$$b = \frac{\sum_1^N E_i t_i - c_2 \sum_1^N E_i - c_1 \sum_1^N t_i + N c_1 c_2}{\sum_1^N t_i^2 - 2c_2 \sum_1^N t_i + N c_2^2}$$

în expresiile lui a și b, c_1 și c_2 se calculează sub forma:

$$c_1 = \frac{\sum_1^N E_i}{N} \qquad c_2 = \frac{\sum_1^N t_1}{N}$$

E_i reprezintă consumul real de energie pentru anul i (datele inițiale).

Pentru variația pătratică, a, b, c sînt soluțiile sistemului de ecuații:

$$aN + b \sum_1^N t_i + c \sum_1^N t_i^2 = \sum_1^N E_i$$

$$a \sum_1^N t_i + b \sum_1^N t_i^2 + c \sum_1^N t_i^3 = \sum_1^N E_i t_i$$

$$a \sum_1^N t_i^2 + b \sum_1^N t_i^3 + c \sum_1^N t_i^4 = \sum_1^N E_i t_i^2$$

— pentru variația cubică, a, b, c, d sînt soluțiile sistemului de ecuații:

$$aN + b \sum_1^N t_i + c \sum_1^N t_i^2 + d \sum_1^N t_i^3 = \sum_1^N E_i$$

$$a \sum_1^N t_i + b \sum_1^N t_i^2 + c \sum_1^N t_i^3 + d \sum_1^N t_i^4 = \sum_1^N E_i t_i$$

$$a \sum_1^N t_i^2 + b \sum_1^N t_i^3 + c \sum_1^N t_i^4 + d \sum_1^N t_i^5 = \sum_1^N E_i t_i^2$$

$$a \sum_1^N t_i^3 + b \sum_1^N t_i^4 + c \sum_1^N t_i^5 + d \sum_1^N t_i^6 = \sum_1^N E_i t_i^3$$

— pentru variația exponențială a, b sînt dați de relațiile:

$$a = c_1 - bc_2,$$

unde:

$$b = \frac{\sum_1^N t_i \log E_i - c_2 \sum_1^N \log E_i - c_1 \sum_1^N t_i + N c_1 c_2}{\sum_1^N t_i^2 - 2 c_2 \sum_1^N t_i + N c_2^2}$$

În expresiile lui a și b, c_1 și c_2 se calculează cu relațiile:

$$c_1 = \frac{\sum_1^N \log E_i}{N} \qquad c_2 = \frac{\sum_1^N t_i}{N}$$

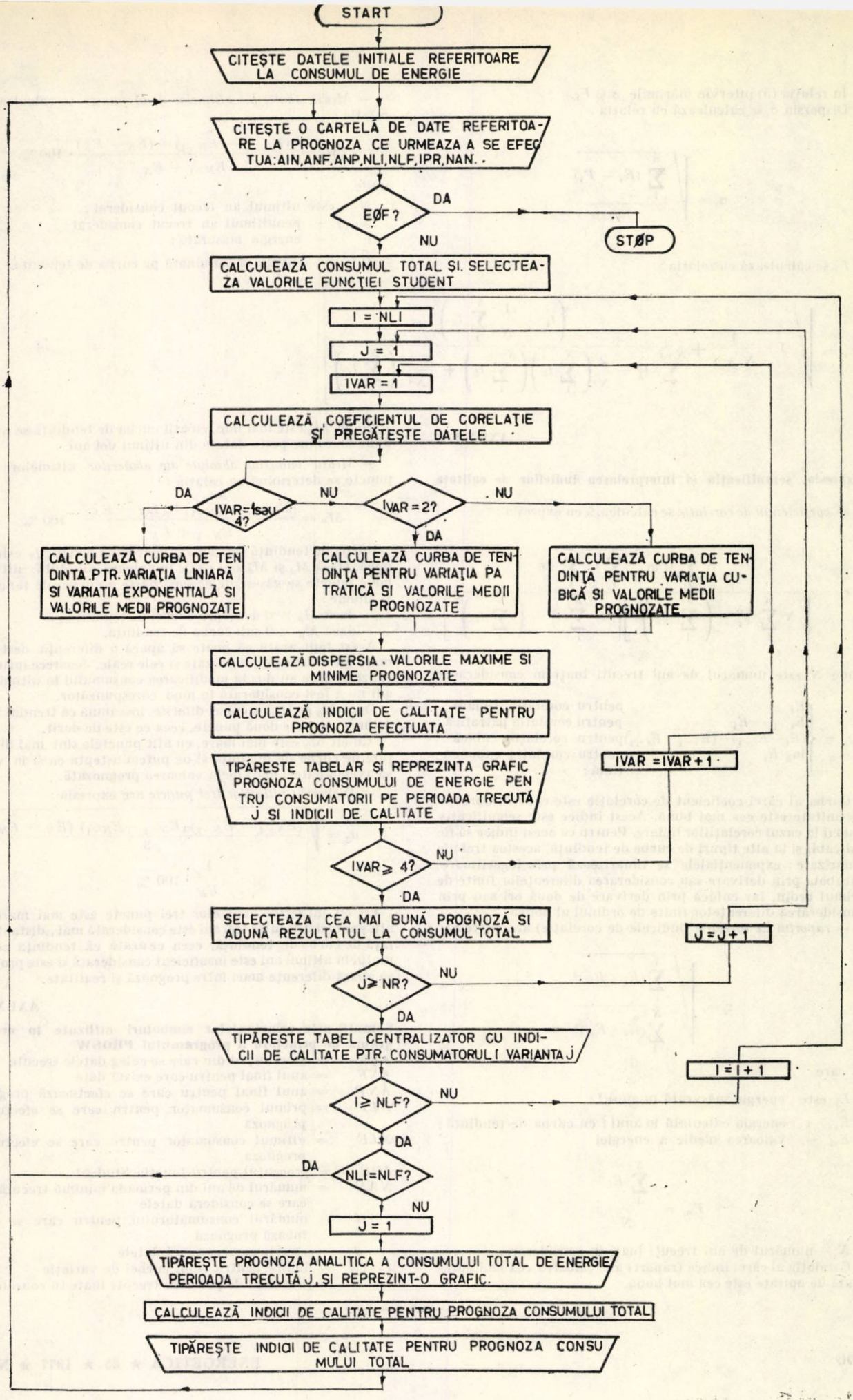

START
CITEȘTE DATELE INITIALE REFERITOARE LA CONSUMUL DE ENERGIE
CITEȘTE O CARTELĂ DE DATE REFERITOARE LA PROGNOZA CE URMEAZA A SE EFECTUA: AIN, ANF, ANP, NLI, NLF, IPR, NAN.
EØF?
DA
NU
STØP
CALCULEAZĂ CONSUMUL TOTAL ȘI SELECTEAZA VALORILE FUNCȚIEI STUDENT
I = NLI
J = 1
IVAR = 1
CALCULEAZĂ COEFICIENTUL DE CORELAȚIE ȘI PREGĂTEȘTE DATELE
IVAR=1 sau 4?
IVAR = 2?
CALCULEAZĂ CURBA DE TENDINȚA PTR. VARIAȚIA LINIARĂ ȘI VARIATIA EXPONENTIALĂ ȘI VALORILE MEDII PROGNOZATE
CALCULEAZĂ CURBA DE TENDINȚA PENTRU VARIAȚIA PATRATICĂ ȘI VALORILE MEDII PROGNOZATE
CALCULEAZĂ CURBA DE TENDINȚĂ PENTRU VARIAȚIA CUBICĂ ȘI VALORILE MEDII PROGNOZATE
CALCULEAZĂ DISPERSIA, VALORILE MAXIME ȘI MINIME PROGNOZATE
CALCULEAZĂ INDICII DE CALITATE PENTRU PROGNOZA EFECTUATA
TIPĂRESTE TABELAR ȘI REPREZINTA GRAFIC PROGNOZA CONSUMULUI DE ENERGIE PENTRU CONSUMATORII PE PERIOADA TRECUTĂ J ȘI INDICII DE CALITATE
IVAR = IVAR + 1
IVAR ≥ 4?
SELECTEAZA CEA MAI BUNĂ PROGNOZĂ ȘI ADUNĂ REZULTATUL LA CONSUMUL TOTAL
J = J + 1
J ≥ NR?
TIPĂRESTE TABEL CENTRALIZATOR CU INDICII DE CALITATE PTR. CONSUMATORUL I VARIANTA J
I = I + 1
I ≥ NLF?
NLI=NLF?
J = 1
TIPĂREȘTE PROGNOZA ANALITICA A CONSUMULUI TOTAL DE ENERGIE PERIOADA TRECUTĂ J, ȘI REPREZINT-O GRAFIC.
CALCULEAZĂ INDICII DE CALITATE PENTRU PROGNOZA CONSUMULUI TOTAL
TIPĂREȘTE INDICII DE CALITATE PENTRU PROGNOZA CONSUMULUI TOTAL

Fig. 1.

În relația (5) intervin mărimile σ și F_i.
Dispersia σ se calculează cu relația :

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{1}^{n} (E_i - F_i)}{n_{gl}}}$$

F_i se calculează cu relația :

$$F_i = \sqrt{1 + \frac{1}{N+i} + \frac{\left(t_i - \frac{1}{N}\sum_{1}^{N} t_k\right)^2}{\sum_{N}^{N+i} t_k^2 - \frac{2}{N}\left(\sum_{1}^{N} t_k\right)\left(\sum_{1}^{N+i} t_k\right) + \frac{N+i}{N^2}\left(\sum_{1}^{N} t_k\right)^2}}$$

ANEXA 2

Expresia, semnificația și interpretarea indicilor de calitate

— *coeficientul de corelație* se calculează cu expresia :

$$r = \frac{N\sum_{1}^{n} t_i y_i - \sum_{1}^{n} t_i \sum_{1}^{n} y_i}{\left[N\sum_{1}^{n} y_i^2 - \left(\sum_{1}^{n} y_i\right)^2\right]\left[N\sum_{1}^{n} t_i^2 - \left(\sum_{1}^{n} t_i\right)^2\right]}$$

unde N este numărul de ani trecuți luați în considerare ;

$$y_i = \begin{cases} E_i & \text{pentru corelația liniară ;} \\ E_{i-1} - E_i & \text{pentru corelația pătratică ;} \\ (E_i - E_{i-1}) - (E_{i-1} - E_{i-2}) & \text{pentru corelația cubică} \\ \log E_i & \text{pentru corelația exponențială ;} \end{cases}$$

Curba al cărei coeficient de corelație este cel mai aproape de unitate este cea mai bună. Acest indice este semnificativ numai în cazul corelațiilor liniare. Pentru ca acest indice să fie aplicabil și la alte tipuri de curbe de tendință, acestea trebuie liniarizate : exponențialele se liniarizează prin logaritmare, parabola prin derivare sau considerarea diferențelor finite de primul ordin, iar cubica prin derivare de două ori sau prin considerarea diferențelor finite de ordinul al doilea.

— *raportul de corelație* (indicele de corelație) are expresia :

$$\eta = \sqrt{\frac{\sum_{1}^{N} (E_i - E_m)^2}{\sum_{1}^{N} (\hat{E}_i - E_m)^2}}$$

în care

E_i este energia măsurată în anul i ;
$\hat{E}_i$ — energia calculată în anul i cu curba de tendință ;
E_m — valoarea medie a energiei

$$E_m = \frac{\sum_{1}^{N} E_i}{N} ;$$

N — numărul de ani trecuți luați în considerare.
Corelația al cărei indice (raport) are valoarea cea mai apropiată de unitate este cea mai bună.

— *Media abaterilor ultimelor două puncte* se calculează cu relația :

$$M_a = \frac{(E_{N-1} - \hat{E}_{N-1}) + (E_N - \hat{E}_N)}{E_{N-1} + E_N} \cdot 100\%,$$

unde

N este ultimul an trecut considerat ;
$N-1$ — penultimul an trecut considerat ;
E — energia măsurată ;
$\hat{E}$ — energia determinată pe curba de tendință.

Cu cît M_a este mai mic, cu atît curba de tendință se suprapune mai bine peste datele din ultimii doi ani.

— *Media valorilor absolute ale abaterilor* ultimelor două puncte se determină cu relația :

$$M_v = \frac{|E_{N-1} - \hat{E}_{N-1}| + |E_N - \hat{E}_N|}{E_{N-1} + E_N} \cdot 100\ \%$$

Curba de tendință este cu atît mai bună cu cît M_v este mai mică. Dacă M_a și M_v sînt egale în valoare absolută, ultimele două puncte se găsesc de aceeași parte a curbei de tendință, și anume :
— dacă $M_a > 0$ deasupra curbei de tendință ;
— dacă $M_a < 0$ sub curba de tendință.

Acest fapt arată că poate să apară o diferență destul de mare între valorile prognozate și cele reale, deoarece influența cauzelor care au dus la modificarea consumului în ultimii doi ani nu a fost considerată în mod corespunzător.

Dacă M_a și M_v au valori diferite, înseamnă că trendul trece printre ultimele două puncte, ceea ce este de dorit.

Cu cît M_v este mai mare, cu atît punctele sînt mai distanțate de curba de tendință și ne putem aștepta ca și în viitor să avem abateri mari de la valoarea prognozată.

— *Dispersia ultimelor trei puncte* are expresia :

$$d_3 = \sqrt{\frac{(E_{N-2} - \hat{E}_{N-2})(E_{N-1} - \hat{E}_{N-1})(E_N - \hat{E}_N)}{3}} \cdot \frac{1}{E_N} \cdot 100\ \%$$

Cu cît dispersia ultimelor trei puncte este mai mare, cu atît energia ultimilor trei ani este considerată mai „distanțată" față de curba de tendință, ceea ce arată că tendința consumului în ultimii ani este insuficient considerată și este probabil să apară diferențe mari între prognoză și realitate.

ANEXA 3

Semnificația principalelor simboluri utilizate în ordinograma de principiu a programului PROGW

AIN = anul inițial din care se culeg datele trecute
ANF = anul final pentru care există date
ANP = anul final pentru care se efectuează prognoza
NLI = primul consumator pentru care se efectuează prognoza
NLF = ultimul consumator pentru care se efectuează prognoza
IPR = procentul pentru funcția Student
NAN = numărul de ani din perioada minimă trecută, din care se consideră datele
I = numărul consumatorului pentru care se efectuează prognoza
J = anul la care se referă datele
IVAR = indice pentru tipul curbei de variație
NR = numărul de perioade trecute luate în considerare

Comportarea turbogeneratoarelor echipate cu sisteme de excitație cu mașini de curent alternativ și redresoare rotative, în cazul fenomenelor tranzitorii

Dr. ing. **D. Iacob** *)

Considerații generale

În analiza performanțelor de funcționare a unui sistem de excitație și reglaj de tensiune, se pot distinge următoarele două categorii principale de performanțe în funcție de natura regimurilor considerate :

— performanțe de funcționare în regimuri permanente ;

— performanțe de funcționare în regimuri tranzitorii.

1. Performanțele de funcționare în regimuri permanente corespund parametrilor electrici care determină regimul de funcționare de durată pe care le suportă sistemul de excitație (regimul de mers în gol, regimul de funcționare la sarcină nominală).

2. Performanțele de funcționare în regimuri tranzitorii sînt performanțele corespunzătoare regimurilor de scurtă durată, în particular acele performanțe prin care sistemul de excitație influențează comportarea generatorului în regimuri dinamice, limitele de stabilitate statică și dinamică în condiții de sistem date, oscilațiile generatorului în jurul poziției corespunzătoare vitezei de sincronism.

În general, performanțele de funcționare ale unui sistem de excitație pot fi caracterizate prin funcția de transfer. Această funcție reprezintă raportul dintre mărimile de ieșire și de intrare ale sistemului de excitație.

În mod obișnuit, mărimi de intrare pot fi variația tensiunii la bornele generatorului, variația curentului debitat de generator sau variația unghiului rotoric, iar mărimi de ieșire tensiunea și curentul de excitație.

Studiul analitic și sintetic al comportării sistemului de excitație și reglaj în cazul fenomenelor tranzitorii s-a efectuat prin modelarea matematică a sistemului (mașina sincronă cu rețeaua de transport, sistemul de excitație și antrenare). S-a considerat generatorul funcționînd în punctul Rovinari (la Centrala termoelectrică Rovinari), deoarece legătura cu sistemul din acest punct este mai vulnerabilă și la ieșirea unei singure linii de interconexiune fenomenele tranzitorii pot produce perturbații mari.

Schema și diagrama de funcționare a generatorului modelată sînt prezentate în figura 1.

Pentru studiul mașinii sincrone s-a utilizat un model de ordinul al cincilea după Park, unde s-a presupus o înfășurare de amortizare pe fiecare axă cu neglijarea termenilor $\frac{d\psi d}{dt}$ și $\frac{d\psi q}{dt}$. Generatorul s-a presupus cu o putere unitară de 600 MW.

Rețeaua exterioară s-a reprezentat printr-un cvadripol înseriat între generator și rețeaua de putere infinită.

*) Dr. ing. Dumitru Iacob este director tehnic al Întreprinderii Electrocentrala Turceni.

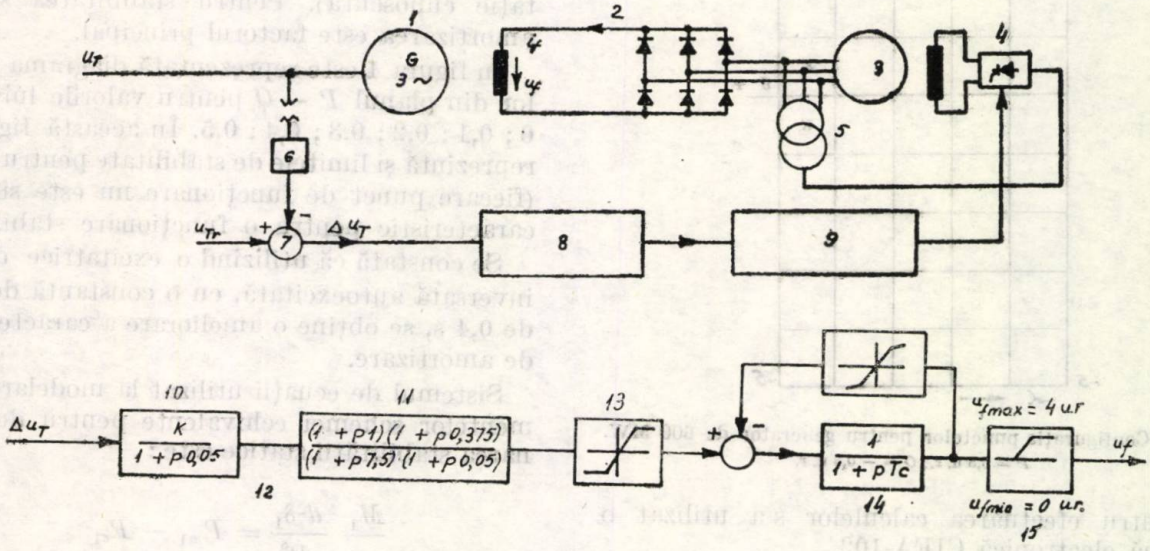


Fig. 1. Schema și diagrama de funcționare a unui generator echipat cu excitatrice de curent alternativ (schema pentru modelare).

1 — generator trifazat ; 2 — punte de diode ; 3 — excitatrice de c. a. ; 4 — punte de tiristoare ; 5 — transformator de adaptare pentru alimentarea punții cu tiristoare ; 6 — captor ; 7 — comparator al valorii de consemn cu valoarea reală ; 8 — regulator ; 9 — dispozitiv de comandă de poartă ; 10 — captor ; 11 — filtru PID ; 12 — regulator ; 13 — limitator ; 14 — excitatrice de c. a. ; 15 — dispozitiv pentru simularea limitelor superioare și inferioare.

Sistemul de excitaţie este compus dintr-o excitatrice de curent alternativ inversată, reprezentată printr-o constantă de timp echivalentă şi o amplificare constantă cu filtru PID, un dispozitiv cu redresare rotativă alimentat de la bornele maşinii de excitaţie.

Studiul comportării turbogeneratoarelor cu RAE în cazul fenomenelor tranzitorii provocate de variaţii mici ale mărimii reglate. Stabilitatea statică

Pentru studiul comportării la oscilaţii mici, se liniarizează ecuaţiile sistemului în jurul unui punct de funcţionare dat şi se integrează prin metoda Runge-Kutta.

Ecuaţiile sistemului conţin componentele ca : generatorul, sistemul de antrenare, sistemul de excitaţie şi reţeaua exterioară.

Sistemul liniarizat de ecuaţii diferenţiale, care este de ordinul doi, este pus sub forma canonică :

$$X = AX + bu,$$

unde

X este vectorul de stare;

u — variabila de comandă (u_f);

A — vectorul de comandă (o mărime scalară).

Vectorul X se compune din fluxurile ψt, ψD, ψQ, decalajul intern δ şi alunecarea S.

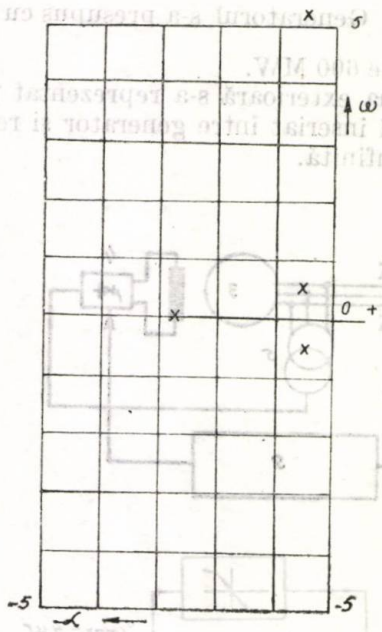


Fig. 2. Configuraţia punctelor pentru generator de 600 MW. $P = 0{,}5$ u. r.; $Q = -0{,}3$ u. r.

Pentru efectuarea calculelor s-a utilizat o maşină electronică CIFA-102.

Caracteristicile generatorului studiat de 600 MW echipat cu un sistem de excitaţie, format dintr-un generator inversat (indus rotativ—inductor static) autoexcitat, care alimentează o punte cu diode trifazate tip Graetz din circuitul rotorului generatorului principal şi o punte trifazată cu tiristoare în circuitul rotorului generatorului de excitaţie, sînt indicate în figurile 2, 3 şi 4.

Oscilaţia a fost provocată de o variaţie de 2% din tensiunea la bornele de înaltă tensiune la care s-a presupus racordat generatorul.

În figura 2 sînt date configuraţiile valorilor proprii pentru sistemul de excitaţie analizat cu un grup de 600 MW ($P = 0{,}5$ u.r.; $Q = -0{,}3$ u. r), maşina de excitaţie cu $K = 7{,}5$ şi reactanţa exterioară $X_e = 0{,}6$ u. r. Punctul de funcţionare se caracterizează deci prin $P = 0{,}5$ u. r. şi $Q = -0{,}3$ u. r. (generator subexcitat cu reactanţa exterioară de 0,6 u. r.).

Funcţia de transfer a sistemului de excitaţie este :

$$\frac{U_f}{U_T} = \frac{7{,}5}{1 + 0{,}4\,p}$$

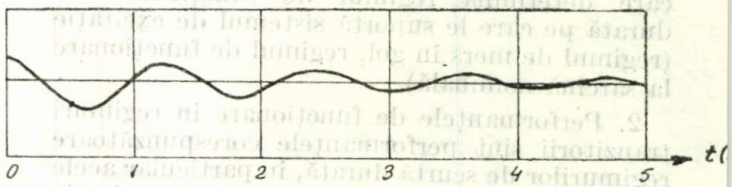


Fig. 3. Răspunsul la mică perturbaţie. Punct de funcţionare $P = 0{,}5$ u. r. şi $Q = -0{,}3$ u. r. pentru un grup de 6000 MW.

În figura 3 se reprezintă caracteristica micilor oscilaţii în funcţie de timp, cu o amortizare scontată (în comparaţie cu a grupurilor cu excitaţie cunoscută). Pentru stabilitatea statică, amortizarea este factorul principal.

În figura 4 este reprezentată diagrama curbelor din planul $P - Q$ pentru valorile lui α de : 0 ; 0,1 ; 0,2 ; 0,3 ; 0,4 ; 0,5. În această figură se reprezintă şi limitele de stabilitate pentru $\alpha = 0$ (fiecare punct de funcţionare nu este singurul caracteristic pentru o funcţionare stabilă).

Se constată că utilizînd o excitatrice de c.a. inversată autoexcitată, cu o constantă de timp de 0,4 s, se obţine o ameliorare a caracteristicii de amortizare.

Sistemul de ecuaţii utilizat la modelarea elementelor schemei echivalente pentru determinarea stabilităţii statice este :

$$\frac{M_1}{\omega_0}\,\frac{d^2\delta_1}{dt^2} = P_{m1} - P_{e1} \qquad (1)$$

$$\frac{M_2}{\omega_0}\,\frac{d^2\delta_2}{dt^2} = P_{m2} - P_{e2} \qquad (2)$$

$$P_{e1} + P_{e2} = P_s \qquad (3)$$

$$Q_{e1} + Q_{e2} = Q_s$$

$$P_{e1} = \frac{e'_{q1} U \sin \delta_{1u}}{X'_{d1}} - \frac{U^2 \sin 2\delta_{1u}}{2}\left(\frac{1}{X'_{q1}} - \frac{1}{X_{q1}}\right)$$

$$P_{e2} = \frac{e'_{q2} \cdot U \sin \delta_{2u}}{X'_{q2}} - \frac{U^2 \sin \delta_{2u}}{2}\left(\frac{1}{X'_{q2}} - \frac{1}{X_{q2}}\right) \qquad (4)$$

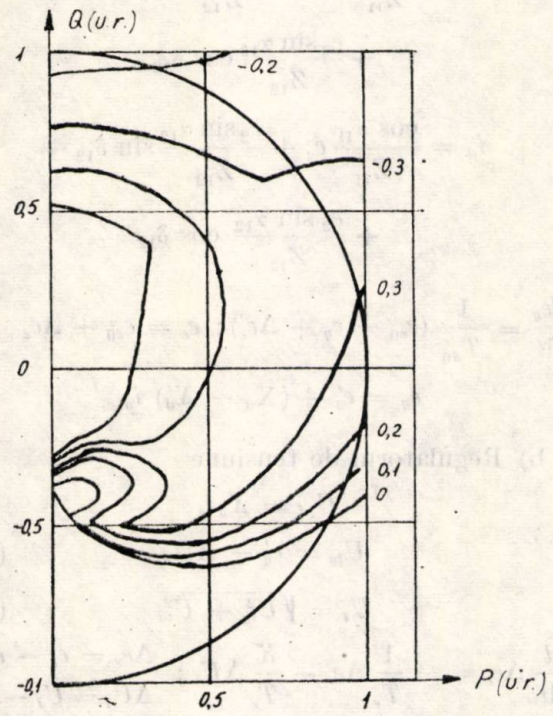


Fig. 4. Caracteristicile de excitaţie pentru grupul de 600 MW.

$$Q_{e1} = \frac{e'_{q2} U \cos \delta_{1u}}{X'_{q1}} - \frac{U^2 \cos 2\delta_{1u}}{X'_{q1}} - \frac{U^2 \sin 2\delta_{1u}}{X_{q1}}$$

$$Q_{e2} = \frac{e'_{q2} U \cos \delta_{2u}}{X'_{q2}} - \frac{U^2 \cos 2\delta_{2u}}{X'_{q2}} - \frac{U^2 \sin 2\delta_{2u}}{X_{q2}}$$

$$P_s = \text{const.}; \quad Q_s = \frac{U^2}{X_s}$$

$$T_{d01} \frac{de'_{q1}}{dt} = -\frac{X_{d1}}{X'_{d1}} e'_{q1} + \frac{X_{d1} - X'_{d1}}{X'_{d1}} U \cos \delta_{1u} + e_{qe} \qquad (5)$$

$$e_{qe} - e_{qe0} = -Fr(p)\ (u - u_0) \qquad (6)$$

$$\omega_1 = \frac{1}{\omega_0}\frac{d\delta_1}{dt}; \quad \omega_2 = \frac{1}{\omega_0}\frac{d\delta_2}{dt} \qquad (7)$$

Sistemul de ecuaţii scris în cazul micilor oscilaţii este :

$$M_1 \frac{d\Delta\omega_1}{dt} = \left(\Delta P_{m1} - \frac{\partial P_{e1}}{\partial \delta_1}\Delta\delta_1 - \frac{\partial P_{e1}}{\partial \delta_2}\Delta\delta_2 - \right.$$

$$\left. - \frac{\partial P_{e1}}{\partial \delta_u}\Delta\delta_u - \frac{\partial P_{e1}}{\partial u}\Delta u - \frac{\partial P_{e1}}{\partial e'_{q1}}\Delta e'_{q1}\right) \qquad (1')$$

Prin ΔP_{m1} s-au notat perturbaţiile :

$$M_2 \frac{d\Delta\omega^2}{dt} = \left(-\frac{\partial P_{e2}}{\partial \delta_1}\Delta\delta_1 - \frac{\partial P_{e2}}{\partial \delta_2}\Delta\delta_2 - \right.$$

$$\left. - \frac{\partial P_{e2}}{\partial \delta_u}\Delta\delta_u - \frac{\partial P_{e2}}{\partial_u}\Delta u - \frac{\partial P_{e2}}{\partial e'_{q1}}\Delta e'_{q1}\right) \qquad (2')$$

$$\Delta P_{e1} + \Delta P_{e2} = 0 \qquad (3')$$

$$\Delta Q_{e1} + \Delta Q_{e2} = \frac{2q}{X_1}\Delta u \qquad (4')$$

$$T_{d01} \frac{d\Delta e'_{q1}}{dt} = \frac{X_{d1}}{X'_{d1}}\Delta e'_{q1} - \frac{X_{d1} - X'_{d1}}{X'_{d1}}[\Delta_u \sin \delta_{1u} +$$

$$+ U \cos \delta_{1u}(\Delta\delta_1 - \Delta\delta_u) + \Delta e_{qe} \qquad (5')$$

$$\Delta e_{qe} = -Fr(p)\,\Delta_u \qquad (6')$$

$$\frac{d\Delta\delta_1}{dt} = \omega_0 \Delta\omega_1; \quad \frac{d\Delta\delta_2}{dt} = \omega_0 \Delta\omega_2 \qquad (7)$$

Studiul comportării turbogeneratoarelor cu RAE în cazul fenomenelor tranzitorii provocate de variaţii mari ale mărimii reglate. Stabilitatea dinamică

Stabilitatea dinamică s-a studiat considerînd un scurtcircuit trifazat. Înainte de scurtcircuit, reactanţa exterioară adoptată a fost de 0,3 u.r., generatorul debitînd puterea nominală la un factor de putere cos $\varphi = 0{,}9$.

Scurtcircuitul are o durată de 0,15 s, cu reactanţa de scurtcircuit de 0,2 u.r.

Analizînd comportarea unghiului intern şi tensiunea rotorului, se poate ilustra comportarea sistemului.

În figura 5 se indică alura tensiunii rotorice, care atinge plafonul de 0,5 u. r., şi a unghiului intern, care atinge maximul la 137°.

Amortizarea regimului tranzitoriu al tensiunii rotorice se realizează în jur de 5 s.

În analiză s-a luat în considerare, pe lîngă regulatorul automat, şi regulatorul de viteză, care, în cazul turbinelor de construcţie modernă, influenţează în mod sensibil cuplul de frînare al grupului turbogenerator în timpul fenomenelor tranzitorii.

Sistemul de ecuaţii folosit la modelarea elementelor schemei echivalente pe calculatoare în cazul stabilităţii dinamice este :

Sistemul de ecuaţii iniţial

(a) Sistemul fără reglaj ;

$$M_1 \frac{d^2\delta_1}{dt^2} = P_{m1} - P_{e1}$$

$$M_2 \frac{d^2\,\delta^2}{dt^2} = P_{m2} - P_{e2}$$

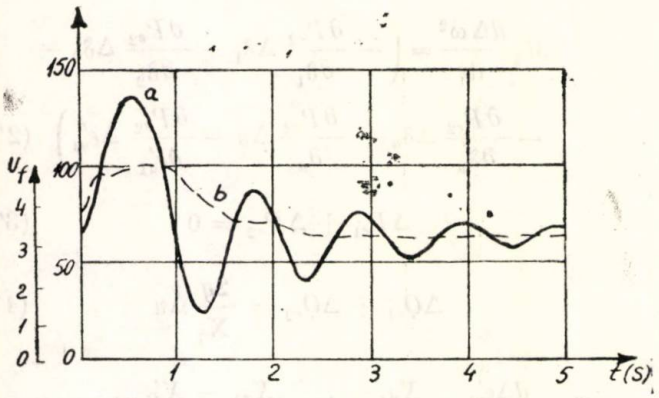


Fig. 5. Stabilitatea dinamică la generatorul de 600 MW la un scurtcircuit trifazat.

a – decalaj intern ; *b* – tensiune rotorică.

$$P_{e1} = e_q \cdot i_q$$

$$P_{e2} = \frac{\sin \alpha_{22}}{Z_{22}} \cdot e_2^2 - \frac{1}{Z_{12}} e_2 e_q \sin(\delta_{12} + \alpha_{12})$$

$$i_q = \frac{\sin \alpha_{11}}{Z_{11}} e_q + \frac{1}{Z_{12}} e_2 \sin(\delta_{12} - \alpha_{12})$$

$$i_d = \frac{\cos \alpha_{11}}{Z_{11}} e_q - \frac{1}{Z_{12}} e_2 \cos(\delta_{12} - \alpha_{12})$$

$$T_{d0} \frac{de_q}{dt} = e_2 - e_q$$

$$e_q - e'_q = (X_d - X'_d)\, i_d$$

b) Regulatorul de tensiune :

$$U_{td} = X_d i_q$$

$$U_{tq} = e'_q = -X'_d\, i_d$$

$$U_t = \sqrt{u_{tq}^2 + u_{td}^2}$$

$$T_e \frac{de_e}{dt} + e_e - e_{e0} = -K(U_t - U_{t0})$$

c) Regulatorul de viteză

$$T_1 \frac{dP_{m1}}{dt} + P_{m1} - P_{m10} = -\frac{1}{\sigma_1}(\omega_1 - \omega_0)$$

Sistemul de ecuaţii modelat

a) Sistemul fără reglaj

$$\frac{d^2\,\delta_1}{dt^2} = \frac{\omega_0}{2H_1}(P_{m10} - P_{e1} + \Delta P_{m1}) ; \quad (1)$$

$$P_{m1} = P_{m10} + \Delta P_{m1}$$

$$\frac{d^2\delta^2}{dt^2} = \frac{\omega_0}{2H_2}(P_{m20} - P_{e2}) \quad (2)$$

$$P_{e1} = e_q i_q \quad (3)$$

$$P_{e2} = \frac{e_2^2}{Z_{22}} \sin \alpha_{22} - \frac{e_2 \cos \alpha_{12}}{Z_{12}} e_q \sin \delta_{12} + \frac{e_2 \sin \alpha_{12}}{Z_{12}} e_q \cos \delta_{12} \quad (4)$$

$$i_q = \frac{\sin \alpha_{11}}{Z_{11}} e_q + \frac{e_2 \cos \alpha_{12}}{Z_{12}} \sin \alpha_{12} + \frac{e_2 \sin \alpha_{12}}{Z_{12}} \cos \delta_{12} \quad (5)$$

$$i_d = \frac{\cos \alpha_{11}}{Z_{11}} e_q + \frac{e_2 \sin \alpha_{12}}{Z_{12}} \sin \delta_{12} + \frac{e_2 \sin \alpha_{12}}{Z_{12}} \cos \delta_{12} \quad (6)$$

$$\frac{de_q}{dt} = \frac{1}{T_{d0}}(e_{e0} - e_q + \Delta e_e) ; \; e_e = e_{e0} + \Delta e_e \quad (7)$$

$$e_q = e'_q + (X_d - X'_d)\, i_d \quad (8)$$

b) Regulatorul de tensiune

$$U_{td} = X_d i_q \quad (9)$$

$$U_{tq} = e'_q - X'_d i_d \quad (10)$$

$$U_t = \sqrt{U_{tq}^2 + U_{td}^2} \quad (11)$$

$$\frac{d}{dt}\Delta e_e = -\frac{1}{T_e}\Delta e_e - \frac{K}{T_e}\Delta U_t ; \quad \begin{matrix} \Delta e_e = e_e - e_{e0} \\ \Delta U_t = U_t - U_{t0} \end{matrix} \quad (12)$$

c) Regulatorul de viteză

$$\frac{d}{dt}\Delta P_{m1} = -\frac{1}{T_1}\Delta P_{m1} - \frac{1}{T_1\,\sigma_1\,\omega_0}\Delta\omega_1 ;$$

$$\Delta\omega_1 = \omega_1 - \omega_{10} \quad (13)$$

P_{e1}, P_{e2} – puterea activă, în unităţi relative, a generatorului, respectiv a sistemului echivalent ;

P_{m1}, P_{m2} – cuplul rezistent, în unităţi relative, al generatorului, respectiv al sistemului echivalent ;

δ_1, δ_2 – unghiul f.e.m. e_q, respectiv e_2, faţă de axa tensiunii de bază ;

δ_{12} – unghiul dintre generator şi sistemul echivalent ;

ω_1, ω_2 – acceleraţiile între acceleratorul generatorului şi sistemul echivalent, în rad/s ;

ω_{12} – diferenţa între acceleratorul generatorului şi sistemul echivalent, în rad/s ;

i_d — proiecția pe axa d (axa d' este perpendiculară pe axa polilor) a curentului debitat de generator (în unități relative);

i_q — proiecția pe axa polilor a curentului debitat de generator (în unități relative);

e_q — f. e. m. în spatele reactanței sincrone a generatorului (în unități relative);

e'_q — proiecția pe axa polilor a f.e.m. în spatele reactanței tranzitorii a generatorului (în unități relative);

U_{td} — proiecția tensiunii la bornele generatorului pe axa d (în unități relative);

U_{tq} — proiecția tensiunii la bornele generatorului pe axa q (în unități relative);

U_t — tensiunea la bornele generatorului (în unități relative);

Z_{11}, Z_{22} — modelarea impedanțelor proprii;

Z_{12} — modulul impedanței de transfer;

α_{11}, α_{22} — complementul argumentului lui Z_{11}, respectiv Z_{22};

α_{12} — complementul argumentului lui Z_{12};

H_1, H_2 — momentul de inerție al generatorului, respectiv sistemul echivalent, raportat la puterile aparente respective;

T_0 — constanta de excitație, în s;

K — factorul de amplificare al regulatorului de excitație;

T_v — constanta de timp a regulatorului de vizeză;

σ — statismul regulatorului de viteză.

Principala funcție a sistemului de excitație nu este menținerea unui anumit nivel de tensiune, ci menținerea unui punct de funcționare fixat inițial.

În cazul separării generatorului de sistem apar creșteri importante ale tensiunii, funcția regulatorului fiind primordială pentru menținerea tensiunii nominale la borne.

Pentru a ilustra efectele diferitelor acțiuni ale sistemului de excitație, se consideră trei cazuri:

— delestajul la o scarcină inductivă în domeniul de supraexcitare;

— delestajul la o sarcină inductivă în domeniul de subexcitare;

— delestajul la plină sarcină.

În figura 6 se indică comportarea sistemului de excitație în cazul delestajului la plină sarcină.

Pentru o amplificare $K = 100$ se atinge tensiunea plafon.

Stabilitatea dinamică este puțin influențată de alegerea amplificării.

Pentru reglajul puterii reactive apare avantajos să se aleagă o amplificare ridicată, pentru a se obține un răspuns rapid.

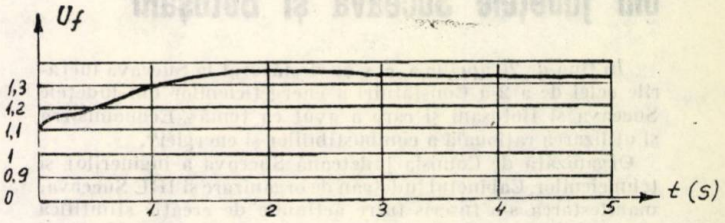


Fig. 6. Caracteristica de excitare dată de regulatorul de tensiune după delestaj la sarcina nominală.
$P = 0{,}9$ u. r.; $Q = 0{,}44$ u. r.

Pentru ameliorarea în continuare a stabilității se pot utiliza semnale furnizate de mișcarea rotorului (alunecarea și accelerarea).

Stabilitatea dinamică este influențată de o serie de parametri de bază, ca: tensiunea-plafon, viteza de răspuns, influențele asupra fenomenelor tranzitorii.

Bibliografie

[1] Dinculescu, C. și Lazăr, H. *Schemele-bloc și funcțiile de transfer ale unui sistem electric pentru diferiți parametri de regim controlat.* În: Bul. Inst. pol. București. XXXII, nr. 4, 1970.

[2] Dinculescu, C. și Lazăr, H. *Influența tipului de regulator de excitație asupra condițiilor de stabilitate statică a unui sistem electric.* În: Bul. Inst. pol. București, XXXII, nr. 6, 1970.

[3] Iacob, D. *Excitația și reglajul de tensiune la alternatoarele de mare putere.* În: Producerea, transportul și distribuția energiei electrice și termice, nr. 6, 1972.

[4] Iacob, D. *Excitația mașinilor electrice de mare putere, influența acesteia asupra comportării alternatoarelor la stabilitatea statică și dinamică.* Prima conferință națională a energeticienilor, București, 17—19 octombrie 1975.

[5] Dulder, A. *Réglage de tension des grands alternateurs.* În: Revue BBC, nr. 8, 1963.

[6] Barret, Ph. *Evolution de la technique des systèmes d'excitation et des fonctions que leur sont demandées. Conséquences sur les spécifications.* În: RGE, nr. 4, 1970, p. 308—318.

[7] Durreault, M. *Excitation des alternateurs de grande puissance par alternateurs inversés et redresseurs tournants.* În: RGE, nr. 5, 1970.

[8] Glavitsch. *Recherches théoriques sur la stabilité statique des machines synchrones.* În: Revue Brown Boveri, 49, 1962, nr. 3/4, p. 95—105.

[9] Hochstelter, W. *Comportarea dinamică a generatoarelor sincrone cu sistemul de excitație dependent de sarcină.* În: ETZ — A, 86, nr. 18, sept. 1965, p. 577—582.

[10] El Serafi, A. M. ș. a. *Extinderea regiunii stabile subexcitate a mașinii sincrone cu dublă excitație,* În: IEEE Power Apparatus and Systems, 92, nr. 1, 1973, p. 287—294.

(Articol intrat în redacție la 22 octombrie 1976)

CRONICA

A doua consfătuire a energeticienilor din județele Suceava și Botoșani

În ziua de 26 aprilie a. c. s-au desfășurat la Suceava lucrările celei de-a 2-a Consfătuiri a energeticienilor din județele Suceava și Botoșani și care a avut ca temă „Economisirea și utilizarea rațională a combustibililor și energiei".

Organizată de Comisia județeană Suceava a inginerilor și tehnicienilor, Cabinetul județean de organizare și IRE Suceava, manifestarea s-a înscris între acțiunile de creație științifică și tehnică ce se desfășoară în cadrul Festivalului Național „Cîntarea României".

Pusă sub semnul afirmării cincinalului revoluției tehnico-științifice, manifestarea și-a propus sintetizarea rezultatelor preocupării energeticienilor din județele Suceava și Botoșani în domeniile menționate, precum și stabilirea căilor de acțiune pentru perioadele următoare.

Fiind a doua manifestare de acest gen a energeticienilor din cele două județe (prima a avut loc în 1975), în cadrul consfătuirii au fost prezentate 12 referate și comunicări tehnico-științifice, a căror caracteristică esențială este aplicabilitatea practică a problematicilor abordate.

Ele s-au referit îndeosebi la funcționarea optimă a mașinilor și agregatelor electro și termoenergetice, compensarea energiei electrice reactive, amplasarea judicioasă a posturilor și stațiilor electrice de transformare, materializarea măsurilor tehnice și tehnico-organizatorice incluse în bilanțurile energetice ale unităților industriale ș. a.

Consfătuirea, avînd un pronunțat caracter de lucru, a pus un accent deosebit pe schimbul de experiență și informații în vederea aplicării creatoare a celor mai bune metode și procedee privind exploatarea utilajului energetic, creșterea randamentelor și ridicarea economicității funcționării sistemului energetic zonal.

În cele ce urmează se prezintă sintetic conținutul referatelor și comunicărilor din lista anexată, prezentate la această consfătuire.

Primul referat reprezintă o informare făcută de întreprinderea furnizoare de energie electrică (IRE Suceava) cu privire la rezultatele acțiunii de reducere a consumului de energie electrică al unităților industriale din județele Suceava și Botoșani în trim. I. 1977.

În lumina legislației actuale (Decretul 620/1973, devenit Legea 140/1974, Decretul 375/1976 și Decretul 52/1977), referatul a arătat critic situația existentă în fiecare unitate industrială din cele două județe în legătură cu preocuparea energeticienilor, tehnologilor și conducerilor privind eliminarea risipei de energie și combustibili, încadrarea în cota de energie electrică repartizată, respectarea disciplinei contractuale de furnizare a energiei electrice etc.

Luînd în considerare controalele multiple efectuate de personalul IRE Suceava în trim. I/1977 în instalațiile consumatorilor, referatul a evidențiat lipsurile constatate și a indicat în același timp soluții generatoare de însemnate economii de energie electrică.

Informarea s-a oprit mai mult asupra îndeplinirii prevederilor cu privire la obligațiile ce revin consumatorilor de a defalca cantitățile de energie electrică pe unități, secții, ateliere, pe decade, zile și schimburi, de a urmări zilnic evoluția consumului în comparație cu repartiția, de a lua măsurile ce se impun pentru încadrarea sau recuperarea depășirilor atunci cînd acestea apar.

În final informarea prezentată a subliniat necesitatea creării și cultivării unei opinii largi de masă, care poate și trebuie să închidă orice cale risipei de energie și combustibili.

Referatul 2 prezintă amplu și detaliat măsurile întreprinse de Uzinele textile „Moldova" din Botoșani (unul dintre cei mai importanți consumatori și producători de energie electrică și termică în scopuri industriale și edilitare din municipiul Botoșani) în vederea raționalizării consumului de energie electrică și combustibili, pentru înlăturarea oricărui gen de risipă.

Unitatea a abordat întreaga gamă a măsurilor de raționalizare a consumului de energie electrică : secționarea iluminatului interior, trecerea la iluminatul local pe mașini de lucru, echilibrarea consumului de energie electrică pe schimburile de lucru, înlocuirea electromotoarelor supradimensionate cu electromotoare de puteri mai mici la acționarea ringurilor „Unirea" și „Penza", trecerea conexiunii electromotoarelor din triunghi în stea la ringurile tip „Unirea", îmbunătățirea calității reparațiilor utilajului energetic și tehnologic, mai buna organizare a fluxurilor tehnologice, creșterea calificării personalului energetic ș. a.

O atenție deosebită a fost dată studiului menținerii microclimatului în încăperile de producție în situația raționalizării funcționării uzinelor de condiționare a aerului. Experimentările făcute s-au soldat cu rezultate pozitive : economii anuale de 330 MWh și 272 t c.c.

Colectivul unității a luat măsuri ferme în legătură cu reducerea puterii maxime absorbite la orele de vîrf de seară.

În referatul 3, autorii analizează condițiile de alimentare cu energie electrică a unui mare consumator industrial prin două circuite de alimentare, insistîndu-se asupra a două aspecte importante : gradul de siguranță și nivelul pierderilor de energie și putere.

Rezultatele studiului se concretizează într-o nomogramă practică, care permite determinarea rapidă a schemei de alimentare optimă după criteriul siguranță — consum propriu tehnologic.

Referatul 4 prezintă realizările și întregul ansamblu de măsuri al Combinatului de celuloză și hîrtie Suceava referitoare la economisirea combustibililor și energiei.

Un accent deosebit s-a pus pe analiza dinamicii îmbunătățirii normelor de consum specific de energie electrică pe unitatea de produs în cele trei mari secții ale Combinatului (celuloză, hîrtie și confecții), an de an aceste norme devenind mai bine justificate și mai mobilizatoare.

Referatul prezintă de asemenea o analiză foarte amănunțită a condițiilor de funcționare economică a centralei electrice de termoficare a CCH Suceava.

În mod autocritic, referatul subliniază faptul că CCH Suceava nu a întreprins acțiuni hotărîte pentru limitarea puterii absorbite la vîrf de sarcină.

În final, referatul a expus obiectivele comisiei de ingineri și tehnicieni din cadrul CCH privind gradul de angajare în realizarea de economii la combustibil și energie.

Comunicarea 5 are drept obiect un procedeu original de dimensionare a amplasării optime a posturilor de transformare în rețelele electrice de distribuție de medie tensiune rurale, urbane și industriale.

Luînd în considerare situații frecvente ce apar în activitatea de proiectare a unor geometrii specifice de rețele de medie tensiune, autorul prezintă un procedeu deosebit față de metodologiile și algoritmii cunoscuți privind amplasarea optimă a posturilor de transformare, care conduce la minimizarea consumului propriu tehnologic.

Astfel, printre altele, în anume situații specifice ale topografiei rețelelor de medie tensiune, se arată cum se poate aplica „principiul timpului minim al lui Fermat", cunoscut din optica geometrică la amplasarea optimă a posturilor de transformare care să conducă la un consum propriu tehnologic minim.

Procedeul expus poate fi aplicat și la stabilirea amplasamentelor stațiilor de transformare și în general a surselor de energie electrică.

În referatul 6, autorul prezintă realizările și măsurile adoptate de Întreprinderea „Electrocontact" — Botoșani pe linia utilizării raționale a energiei electrice, și a combustibililor.

Deși tînăr (întreprinderea a intrat în funcțiune în 1975), colectivul secției mecanico-energetice a avut preocupări deosebite pe linia utilizării raționale a combustibililor și energiei în această unitate. Astfel, colectivul secției, în colaborare cu

întreprinderea furnizoare de energie electrică, prin studii amănunțite și experimentări a stabilit schemele optime de funcționare a instalațiilor de alimentare cu energie electrică atît din punctul de vedere al economisirii energiei electrice, cît și al siguranței în continuitatea alimentării. De curînd a fost experimentat și omologat dispozitivul de limitare a mersului în gol al motoarelor de acționare a mașinilor-unelte, inovație a întreprinderii aplicabilă strungurilor SN-400, 630 și 800. Aplicarea acestei inovații va conduce la o economie de circa 100 MWh anual.

Referatul prezintă de asemenea acțiunile întreprinse de unitate pe linia perfecționării pregătirii profesionale a personalului muncitoresc în vederea aplicării competente a întregului ansamblu de măsuri pe care și l-a propus întreprinderea pentru creșterea gradului de angajare în realizarea de economii de energie și combustibil.

În comunicarea 7, autorul prezintă o metodologie de stabilire a regimului optim de funcționare a posturilor și stațiilor de transformare echipate cu două unități de transformare, astfel încît consumul propriu tehnologic al acestor unități să fie minim. Pornind de la curbele de sarcină zilnice și anuale ale posturilor și stațiilor de transformare, se stabilesc cazurile în care este indicat a se funcționa cu ambele unități de transformare în paralel sau numai cu o singură unitate.

Se dă o metodă grafo-analitică de calcul al economiilor de energie electrică în cazul funcționării în regim optim a posturilor și stațiilor echipate cu două unități de transformare față de schema proiectată.

Referatul 8 tratează măsurile ce s-au luat și se vor lua de către specialiștii Combinatului minier Gura Humorului în legătură cu sarcina de reducere continuă a consumurilor specifice de energie și combustibil în cadrul subunităților sale, ce totalizează o putere electrică instalată de peste 30 MW.

Prin elaborarea de bilanțuri energetice pe puncte de consum, prin reanalizarea structurii normelor de consum specific de energie și combustibili, ca și prin elaborarea și materializarea obiectivelor unui vast program de măsuri, combinatul a realizat însemnate reduceri de combustibil și energie atît la extracția minereurilor de neferoase și a sulfului, cît și la prelucrarea acestora.

Dintre măsurile luate la extracția minereurilor amintim : funcționarea compresoarelor după o ciclogramă funcție de fazele tehnologice din abataje, organizarea judicioasă a transportului de minereu pe orizontală și verticală, sistematizarea, redimensionarea și etanșarea conductelor termice, revizia și repararea de bună calitate a utilajelor miniere ș. a.

În cadrul instalațiilor tehnologice de preparare a minereurilor, principalele măsuri luate sînt : încărcarea la capacitate a instalațiilor și evitarea mersului în gol, înlocuirea unor transformatoare din posturi de transformare și a unor electromotoare de acționare supradimensionate cu altele de putere corespunzătoare ș. a. Pentru viitor se preconizează o serie de modernizări ale instalațiilor de extracție și preparare, care vor conduce la însemnate economii de energie și combustibili.

Meritorie este acțiunea de autodotare la uzina de preparare a minereurilor neferoase Tarnița cu noi celule de flotație ,,agiter", care au un consum redus de energie electrică și care vor permite reducerea normei la prepararea minereurilor neferoase cu 0,2 kWh/t.

Referatul 9, care tratează preocupările colectivului Combinatului de prelucrare a lemnului din Suceava pe linia economisirii combustibililor și energiei în unitățile și subunitățile sale, insistă îndeosebi asupra realizării și îmbunătățirii normelor de consum energetic și asupra recuperării resurselor energetice secundare.

Astfel, în prezent C.P.L. Suceava urmărește prin norme energetice un număr de 23 de activități, iar în baza Decretului 205/1976, combinatul a întocmit un plan de norme de consum energetic pentru întreg cincinalul 1976 — 1980, care prevede îmbunătățiri substanțiale ale actualelor norme.

În această acțiune, un accent deosebit se pune pe contorizarea consumului de energie electrică pe procese și subprocese tehnologice, pe analiza atentă a structurii normelor în scopul evitării denaturării semnificației acestora și respectiv a subiectivizării lor.

Ca urmare a măsurilor tehnice și tehnico-organizatorice luate de C.P.L. Suceava în scopul îmbunătățirii normelor de consum energetic, combinatul se situează printre unitățile pe ramură care realizează consumuri specifice energetice dintre cele mai reduse.

Ultima inventariere a resurselor energetice secundare în cadrul C.P.L. Suceava, a pus în evidență importante rezerve în valorificarea acestor resurse atît în ceea ce privește deșeurile de lemn neindustriale, cît și condensatul recuperat.

În prezent, în cadrul unităților C.P.L. Suceava se realizează acțiunea de trecere a încălzirii de pe abur pe apă caldă și de trecere la folosirea condensatului de la generatorul ,,Defibrator" de 18 at și 163°C la generatorul de apă supraîncălzită ,,Caluqua", în vederea reducerii de consum la aburul de 15 at. Se estimează o economie anuală de circa 1100 t c. c.

În referatul 10, după o scurtă introducere cu caracter teoretic și general privitoare la consecințele tehnice și economice ale transportului și distribuției energiei electrice reactive în cadrul sistemului electroenergetic zonal Suceava, autorii prezintă realizările și măsurile întreprinse de IRE Suceava în scopul compensării energiei reactive.

Astfel, prin baterii de condensatoare montate pe partea de medie tensiune a stațiilor de 110 kV, IRE Suceava a compensat pînă în prezent circa 12 MVar. În 1977 IRE Suceava urmează a mai instala baterii de condensatoare în stațiile de 110 kV ce alimentează consumatori industriali și care totalizează circa 50 MVar.

Bateriile se montează în trepte și sînt concepute a se comanda manual și automat. Autorii au făcut apoi referiri și la o propunere de inovație a IRE Suceava privind economisirea de materiale față de actualul proiect tip SCP—CIEET privind montarea bateriilor de condensatoare statice în stațiile de transformare de 110 kV.

În final, referatul analizează problemele tehnice și eficiența economică privind instalarea compensatorului sincron de 60 MVar în stația de 220 kV Suceava.

În referatul 11 se prezintă realizările Filaturii de bumbac Cîmpulung Moldovenesc pe linia economisirii combustibilului și energiei : raționalizarea iluminatului în halele de fabricație în încăperi anexe și birouri, în magazii și curți, optimizarea schemei de alimentare cu energie electrică a unității, limitarea puterii absorbite la vîrful de seară prin oprirea funcționării uneia dintre cele trei uzine de condiționare a aerului, schimbarea conexiunii electromotoarelor la mașinile de filat cu inele astfel ca pornirea și funcționarea să se facă în stea, raționalizarea încălzirii birourilor, holurilor și a celorlalte încăperi prin limitarea temperaturii la 18°C, reducerea funcționării centralei termice în perioadele mai calde prin recircularea aerului din hala de fabricație cu ajutorul uzinelor de condiționare a aerului etc.

În prezent se studiază posibilitatea trecerii la compensarea energiei reactive individual pe electromotoarele mari, în raport cu compensarea centralizată existentă (pe barele de 0,4 kV ale distribuției unității).

De asemenea se studiază cu tehnologii influența raționalizării consumului de energie electrică al uzinelor de condiționare a aerului asupra calității firelor de bumbac produse, la secțiile de bataj și carde.

O măsură aplicată cu succes la mașinile de filat cu inele este oprirea electromotoarelor de la pneumafil în timpul scoaterii levatei.

Referatul 12 prezintă realizările pe linie de economisire a energiei și combustibililor la Filatura de in și cînepă Fălticeni. Un accent deosebit în cadrul acestei unități s-a pus pe recuperarea resurselor energetice secundare. Astfel, în cadrul unității s-a proiectat și realizat un crematoriu de ardere a prafului și gunoaielor rezultate din procesul de fabricație, ceea ce a făcut posibilă preîncălzirea apei de alimentare a cazanelor centralei termice proprii, economisindu-se anual peste 150 t c.c.

De asemenea, în afara aplicării măsurilor tehnico-organizatorice comune tuturor consumatorilor de energie electrică, unitatea și-a îmbunătățit calitatea reparațiilor utilajelor energetice—acțiune conjugată și cu buna organizare a proceselor tehnologice, astfel încît reparațiile curente și întreținerile să se facă pe cît posibil în schimbul doi la orele de vîrf de seară.

Activitatea de gospodărire judicioasă a combustibililor și energiei a fost de asemenea conjugată cu stimularea creativității tehnice a colevtivului întreprinderii, cu acțiunea de

autodotare și autoutilare. Astfel, în cadrul unității s-au realizat : o centrifugă pentru eliminarea umidității excesive a firelor de in și cînepă scoase din autoclave și reducerea la jumătate a timpului de uscare a acestor fire (economii anuale de peste 200 t c.c.), panou pentru probarea electromotoarelor rebobinate, masă pentru verificarea releelor termice, două instalații de automatizare pentru încălzirea apei menajere etc.

O atenție deosebită a acordat și acordă unitatea pregătirii profesionale a electricienilor și autorizării lor.

Reunind atît pe energeticienii din cadrul întreprinderii furnizoare de energie electrică (IRE Suceava), care-și desfășoară activitatea pe cele două județe, cît și pe toți energeticieșefi de la toate unitățile industriale mari consumatoare de energie electrică din județele respective, consfătuirea a creat un cadru adecvat discuțiilor, care au generat concluzii prețioase, cu aplicabilitate practică, directă, la activitatea tuturor energeticienilor legată de această sarcină majoră, mereu actuală, privind economisirea și utilizarea rațională a combustibililor și energiei.

Principalele concluzii ale consfătuirii au fost următoarele:

— reactualizarea bilanțurilor energetice ale tuturor unităților industriale (potrivit etapei impuse de legislație), astfel încît acestea să fie întocmite de echipe pluridisciplinare : energeticieni, tehnologi, economiști și matematicieni ;

— lărgirea colaborării cu institutele de învățămînt tehnic superior în scopul studiului regimului deformant (la unitățile la care se impune acest lucru), în vederea limitării efectelor armonicilor superioare de tensiune și curent ;

— lărgirea bazei de informare tehnică documentară a energeticienilor din cele două județe prin Cabinetele județene de organizare, INID, bibliotecile tehnice ale întreprinderilor etc. ;

— aprofundarea preocupărilor energeticienilor în colaborare cu tehnologii și economiștii în vederea descoperirii tuturor rezervelor de reducere a combustibililor și energiei ;

— stimularea creativității tehnico-științifice a personalului energetic în domeniul economisirii combustibililor și energiei ;

— realizarea de schimburi de experiență și informații între energeticienii din cele două județe cu privire la problemele legate de economia energiei ;

— creșterea numărului abonaților individuali la revista „Energetica" și celelalte publicații de specialitate, precum și creșterea aportului energeticienilor din cele două județe la publicațiile respective ;

— organizarea și desfășurarea odată la doi ani a acestei consfătuiri și lărgirea ariei problematicii consfătuirii.

Următoarea consfătuire de acest gen urmează a avea loc în 1979.

Ing. Romulus Sfichi,
președintele Comisiei de ingineri și tehnicieni din I.R.E. Suceava

Lista referatelor prezentate

1. D. Ursache (IRE Suceava) : Informare cu privire la rezultatele acțiunii de reducere a consumurilor de energie electrică a unităților industriale din județele Suceava și Botoșani în trim. I. 1977.

2. E. Zahariuc (Uzinele textile „Moldova" — Botoșani) : Preocupări, realizări și posibilități de utilizare rațională a energiei și combustibililor în cadrul Uzinelor textile „Moldova" — Botoșani.

3. M. Daniliuc și I. Prelipcean (IRE Suceava) : Studiul pierderilor de energie electrică la un consumator industrial cu două căi de alimentare din punct de vedere al indicatorilor de siguranță.

4. Gh. Fasolă și V. Iachimovschi (C.C.H. Suceava) : Preocupări, realizări și posibilități de utilizare rațională a energiei și combustibililor în cadrul Combinatului de celuloză și hîrtie Suceava.

5. R. Sfichi (IRE Suceava) : Procedeu de dimensionare optimală a amplasării posturilor de transformare în rețelele electrice pentru micșorarea consumului propriu tehnologic.

7. D. Zvîncă (Intrepr. „Electrocontact" — Botoșani) : Preocupări, realizări și posibilități de utilizare rațională a energiei electrice și termice în cadrul întreprinderii „Electrocontact" — Botoșani.

7. V. L. Cefranov (IRE Suceava) : Regimul optim de funcționare a posturilor și stațiilor de transformare din punct de vedere al reducerii consumului propriu tehnologic.

8. L. Pruneș (C. M. Gura Humorului, jud. Suceava) : Preocupări, realizări și posibilități de utilizare rațională a energiei și combustibililor în cadrul unităților Combinatului minier Gura Humorului.

9. M. Daniliuc și N. Alupului (IRE Suceava) : Compensarea energiei reactive în rețelele electrice de transport și distribuție ale IRE Suceava.

10. M. Hogaș (C. P. L. Suceava) : Preocupări, realizări și posibilități de utilizare rațională a energiei electrice și termice în cadrul unităților Combinatului de prelucrare a lemnului Suceava.

11. V. Șirovschi (Filatura de bumbac Cîmpulung Moldovenesc) : Acțiuni și rezultate privind economisirea combustibililor și energiei în cadrul Filaturii de bumbac Cîmpulung Moldovenesc.

12. I. Ciobanu (Filatura de in și cînepă Fălticeni) : Preocupări, realizări și posibilități de utilizare rațională a combustibililor și energiei în cadrul Filaturii de in și cînepă Fălticeni.

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.S. România. Redacția : București, Str. Doamnei 14—16 Sectorul 4. Telefon : 15 08 90. Instituțiile pot achita abonamente pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi : lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale : lei 30 anual. Prețul unui exemplar : 5 lei. Taxele poștale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. I. c. 7283

41 401

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.311.22/23 : 628.38

Станисавлиевич, Л. : **Установление агрессивности охлаждающей воды**

Представлены главные факторы, которые должны учитываться при установлении конструктивных материалов для охлаждающих контуров.

Energetica 25 (1977), № 6, стр. 173–180

ДК 697.34 : 621.165.1.001.2

Кертес, Н. : **Расчет влияния изменения основных параметров теплового цикла одной паровой конденсационной турбины с регулируемым отбором для городской теплофикации типа ВТ на удельное потребление тепла для производства электроэнергии**

Статья представляет фундаментальный анализ диаграмм режимов учета функций связи между параметрами и потреблением.

Energetica 25 (1977), № 6, стр. 181–182

ДК 697.34.001.2

Куриевич, И. и *Сегал, А.* : **Исследование теплового режима теплиц**

Анализируется тепловой баланс теплиц, покрытых стеклом, с целью установления методологии расчета составляющих этого баланса в зависимости от внешних климатических факторов.

Energetica 25 (1977), № 6, стр. 183–187

ДК 621.311.21 : 621.224.001.2

Зсембинсзкий И., Войя, И. и *Аврам, В.* : **Гидродинамические усилия в части стока бульбовых турбин**

Авторы представляют результаты некоторых исследований относительно силовых характеристик и моментов для турбин бульбового типа, предназначенной для некоторых устройств низкого перепада на внутренних реках.

Energetica 25 (1977), № 6, стр. 187–197

ДК 621.316.004.1 : 621.315.5

Бухуш, П., Киуцэ, И. и Комэнеску, Г. : **Выбор сечений для линий, на которых более экономным является использование большего числа фазных проводнико**

Предлагается метод установления твех зон сообщения между постоянной шкалой значений одного и того же показателя, который называется экономическим сечением расчета и шкала дискретных значений построенных сечений, которые с экономической точки зрения могут быть применены в практике.

Energetica 25 (1977), № 6, стр. 197–200

ДК 621.311.1:681.177.8

Килиень, Ст., Луштреа, Б., Кришан, О. и Бута, А. : **Прогноз потребления электроэнергии и пиковой мощности, проведенный в зоне предприятий электрических сетей, используя электронную вычислительную машину FELIX-C-256. Первая часть: Данные, математическая модель и используемые программы**

Представлены и прорабатываются результаты, полученные при проведении прогнозирования на период 10—12 лет в зоне, обслуживаемой предприятием электрических сетей. Прогноз был произведен для электроэнергии и пиковой мощности, как для общего потребления, так и для поставляющих категорий потребителей. Представлены варианты расчета и программы, используемые на электронной вычислительной машине FELIX C-256. Работа распространяется на три составные части.

Energetica 25 (1977), № 6, стр. 201–206

ДК 621.313.322–81 : 621.316.92/93

Якоб, Д. : **Поведение турбогенераторов, оборудованных системами возбуждения с устройствами переменного тока и вращающимися редресорами в случае переходных явлений**

Energetica 25 (1977), № 6, стр. 207–211

ХРОНИКА

Сфики, Р. : **2-е совещание энергетиков из уездов Сучеава и Ботошань**

Energetica 25 (1977), № 6, стр. 212–214

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.311.22/23 : 628.38

Stanisavlievici, L. : **Bestimmung der Wasseragressivität**

Es werden die wichtigsten Faktoren vorgeführt, die bei der Auswahl der in den Kühlkreisen zum Einsatz kommenden Werkstoffe berücksichtigt werden sollen.

Energetica 25 (1977), H. 6, S. 173–180

DK 697.34 : 621.165.1.001.2

Kertész, N. : **Berechnung des Einflusses einer Änderung der Hauptparameter des Wärmekreises einer VT-Kondensationsdampfturbine mit regelbarer Entnahme für städtische Fernheizung auf den spezifischen Wärmeverbrauch bei der Erzeugung elektrischer Energie**

Der Artikel führt eine begründete Analyse der Fahrdiagramme vor, um die Zusammenhangsfunktionen zwischen den Parametern und dem Verbrauch hervorzuheben.

Energetica 25 (1977), H. 6, S. 181–182

DK 697.34.001.2

Curievici, I. und *Segal, A.* : **Untersuchung des Wärmeregimes von Gewächshäusern**

Es wird eine Analyse der Wärmebilanz glasbedeckter Gewächshäuser vorgenommen, um ein Berechnungsverfahren zur Bestimmung der Bestandteile dieser Bilanz in Abhängigkeit von äusseren Klimfaktoren auszuarbeiten.

Energetica 25 (1977), H. 6, S. 183–187

DK 621.311.21 : 621.224.001.2

Zsembinszky, I., Voia, I. und *Avram, V.* : **Hydrodynamische Beanspruchung im Auslaufteil der Bulb-Wasserturbine**

Die Verfasser führen einige Forschungsergebnisse bei der Bestimmung der Kräfte- und Momentkennwerte bei einer für Binnenwassereinrichtungen geringer Fallhöhe bestimmte Bulb-Wasserturbine vor.

Energetica 25 (1977), H. 6, S. 187–197

DK 621.316.004.1 : 621.315.5

Buhuș, P., Chiuță, I. und *Comănescu, Gh.* : **Auswahl der Leiterquerschnitte für Freileitungen, bei denen die Verwendung mehrfacher Phasenleiter wirtschaftlich wird**

Es wird ein Verfahren zur Bestimmung von drei Übereinstimmungsbereichen auf der kontinuierlichen Wertskala desselben Indikators, der als wirtschaftlicher Berechnungsquerschnitt bezeichnet wird und der Skala diskreter Werte der als wirtschaftlich für den praktischen Einsatz erscheinenden Querschnitte vorgeschlagen.

Energetica 25 (1977), H. 6, S. 197–200

DK 621.311.1 : 681.177.8

Kilyeni, St., Luștrea, B., Crișan, O. und *Buta, A.* : **Durchführung der Prognose des Verbrauchs elektrischer Energie und Spitzenleistung im Raum eines Netzunternehmens met Hilfe eines FELIX -C-256. Rechners. Teil I : Daten, mathematisches Modell, verwendete Programme**

Im Beitrag werden die bei der Ausarbeitung der Prognoe in einem Zeitraum von 10–20 Jahren für das Zuständigkeitsgebiet eines Netzunternehmens gewonnenen Ergebnisse angeführt und bearbeitet. Die Prognose des Verbrauchs elektrischer Energie und Spitzenleistung wurde sowohl für den Gesamtverbrauch als auch für die jeweiligen Verbraucherkathegorien aufgestellt. Es werden die Berechnungsvarianten und die entsprechenden Programme für den FELIX-C-256-Rechner angegeben. Der Beitrag besteht aus drei Teilen.

Energetica 25 (1977), H. 6, S. 201–206

DK 621.313.322–81 : 621.316.92/93

Iacob, D. : **Verhalten der mit Drehstrom-Erregungssystemen und Rotations-Gleichrichtern ausgerüsteten Turbinengeneratoren bei transitorischen Zuständen**

Energetica 25 (1977), H. 6, S. 207–211

CHRONIK

Sfichi, R. : **Die II-te Beratung der Energetiker der Kreise Suceava und Botoșani**

Energetica 25 (1977), H. 6, S. 212–214

SOMMAIRE

CD 621.311.22/23 : 628.38

Stanisavlievici, L. : **Détermination de l'agressivité de l'eau de refroidissement**

On présente les principaux facteurs à prendre en considération pour déterminer les matériaux de construction dans les circuits de refroidissement.

Energetica 25 (1977), no. 6, p. 173–180

CD 697.34 : 621.165.1.001.2

Kertész, N. : **Calcul de l'influence de la modification des principaux paramètres du cycle thermique d'une turbine à vapeur de condensation à prise réglable pour le chauffage urbain, du type VT, sur la consommation spécifique de chaleur pour la production de l'éenergie électrique**

L'article expose une analyse fondée des diagrammes des régimes afin de mettre en évidence les fonctions de liaison entre les paramètres et les consommations.

Energetica 25 (1977), no. 6, p. 181–182

CD 697.34.001.2

Curievici, I. et *Segal, A.* : **Etude du régime thermique des serres**

Les auteurs analysent le bilan thermique des serres couvertes de verre, dans le but de mettre au point une méthodologie de calcul des composants de ce bilan, fonction des facteurs climatiques externes.

Energetica 25 (1977), no. 6, p. 183–187

CD 621.311.21 : 621.224.001.2

Zsembinszky, I., Voia, I. et *Avram, V.* : **Efforts hydrodynamiques dans la partie d'écoulement de la turbine bulbe**

Les auteurs présentent les résultats des recherches sur les courbes des forces et des moments pour un groupe du type bulbe destiné aux aménagements de basse chute sur les rivières intérieures.

Energetica 25 (1977), no. 6, p. 187–197

CD 621.316.004.1 : 621.315.5

Buhuş, P., Chiuţă, I. et *Comănescu, Gh.* : **Choix des sections pour les lignes où l'emploi de plusieurs conducteurs sur une même phase est économique**

On propose une méthode de détermination de trois zones de correspondances entre l'échelle continuelle des valeurs du même indicateur, nommé section économique de calcul, et l'échelle des valeurs discrètes des sections construites dont la mise en pratique est économique.

Energetica 25 (1977), no. 6, p. 197–200

CD 621.311.1 : 681.177.8

Kilyeni, St., Luştrea, B., Crişan, O. et *Buta, A.* : **Prévision de la consommation d'énergie électrique et puissance de crête dans la zone d'une entreprise d'électricité, à l'aide de l'ordinateur FELIX-C-256. Première partie : Données, modèle mathématique et programmes utilisés**

Sont présentés et interprétés les résultats obtenus dans la prévision, pour des périodes de 10–20 années, dans la zone desservie par une entreprise d'électricité. La prévision a porté sur l'énergie électrique et la puissance de crête, tant pour la consommation totale que pour les catégories de consommateurs. Les variantes de calcul et les programmes utilisés sur l'ordinateur FELIX-C-256 y sont présentés. L'article est divisé en trois parties composantes.

Energetica 25 (1977), no. 6, p. 201–206

CD 621.313.322–81 : 621.316.92/93

Iacob, D. : **Comportement des turboalternateurs équipés de systèmes d'excitation à machines en c.a. et à redresseurs tournants, dans le cas des phénomènes transitoires**

Energetica 25 (1977), no. 6, p. 207–211

CHRONIQUE

Sfichi, R. : **La Deuxième Réunion des énergéticiens de départements Suceava et Botoşani**

Energetica 25 (1977), no. 6, p. 212–214

CONTENTS

DC 621.311.22/23 : 628.38

Stanisavlievici, L. : **Determining of the cooling water aggressivity**

The main factors which are to be taken into account for the cooling circuit construction materials are presented.

Energetica 25 (1977), nr. 6, p. 173–180

DC 697.34 : 621.165.1.001.2

Kertész, N. : **The main parameters influence calculation of the control intake VT type condenser turbines for urban district heating on the specific heat consumption for the electric energy production**

The paper presents a fundamental analysis of the states diagrams in order to point out the connection functions between the parameters and the consumptions.

Energetica 24 (1977), nr. 6, p. 181–182

DC 697.34.001.2

Curievici, I. et *Segal, A.* : **Hothouses thermal regime study**

The thermal balance of glass covered hothouses is analysed in order to set up a calculation methodology for the components of this balance function of the external climatic factors.

Energetica 25 (1977), nr. 6, p. 183–187

DC 621.311.21 : 621.224.001.2

Zsembinszky, I., Voia, I. and *Avram, V.* : **Hydrodynamic efforts in the bulb turbine outflow**

The authors present the results of a study concerning the forces and moments characteristics for a bulb turbine for low head settlements on interior rivers.

Energetica 25 (1977), nr. 6, p. 187–197

DC 621.316.004.1 : 621.315.5

Buhuş, P., Chiuţă, I. and *Comănescu, Gh.* : **Choice of the sections for which the use of several phase conductors become economic**

A method for the establishment of three correspondence areas between the continuous values scale of the same indicator, called economic calculation section, and the discrete values scale of the built sections which are economic for a practical application is proposed.

Energetica 25 (1977), nr. 6, p. 197–200

DC 621.311.1 : 681.177.8

Kilyeni, St., Luştrea, B., Crişan, O. und *Buta, A.* : **Prognosis of the electric power consumption and peak load for the electric network enterprise area, using the C-256 FELIX computer. First part : Data, mathematical model and programmes**

The prognosis results are presented and processed for a period of 10–20 years, on the area of an electric network distribution enterprise. The prognosis has been carried out for the electric power and peak load as well as for the total consumption and for the different consumers cathegories. The calculation variants and programmes for the FELIX C–256 computer are presented. The paper consists of three parts.

Energetica 25 (1977), nr. 6, p. 201–206

DC 621.313.322–81 : 621.316.92/93

Iacob, D. : **Behaviour of turbogenerators equipped with a.c. machines excitation systems and rotating rectifier in the case of transient phenomena**

Energetica 25 (1977), nr. 6, p. 207–211

CHRONICS

Sfichi, R. : **The 2nd Power Workers Session of the Suceava and Botoşani districts**

Energetica 25 (1977), nr. 6, p. 212–214

ICEMENERG

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

EXECUTĂ CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE PENTRU ASIGURAREA :

- dezvoltării sistemului energetic ;
- exploatării sigure și economice a instalațiilor din sistemul energetic ;
- continuității și siguranței în alimentarea consumatorilor ;
- ridicării nivelului tehnic în proiectarea, construcția și exploatarea instalațiilor de producere, transport și utilizare a energiei electrice și termice.

ICEMENERG

ACORDĂ ASISTENȚĂ TEHNICĂ PRIN STUDII, CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI SERVICE ÎN DOMENIILE :

- sisteme, stații și rețele electrice ;
- producerea și utilizarea energiei electrice ;
- tehnica tensiunilor înalte ;
- automatizare ;
- instalații termomecanice ale centralelor termoelectrice și de termoficare ;
- chimia centralelor termoelectrice ;
- hidrotehnică industrială în centrale termoelectrice ;
- centrale hidroelectrice ;
- cercetări economice și organizarea științifică a producției.

ICEMENERG

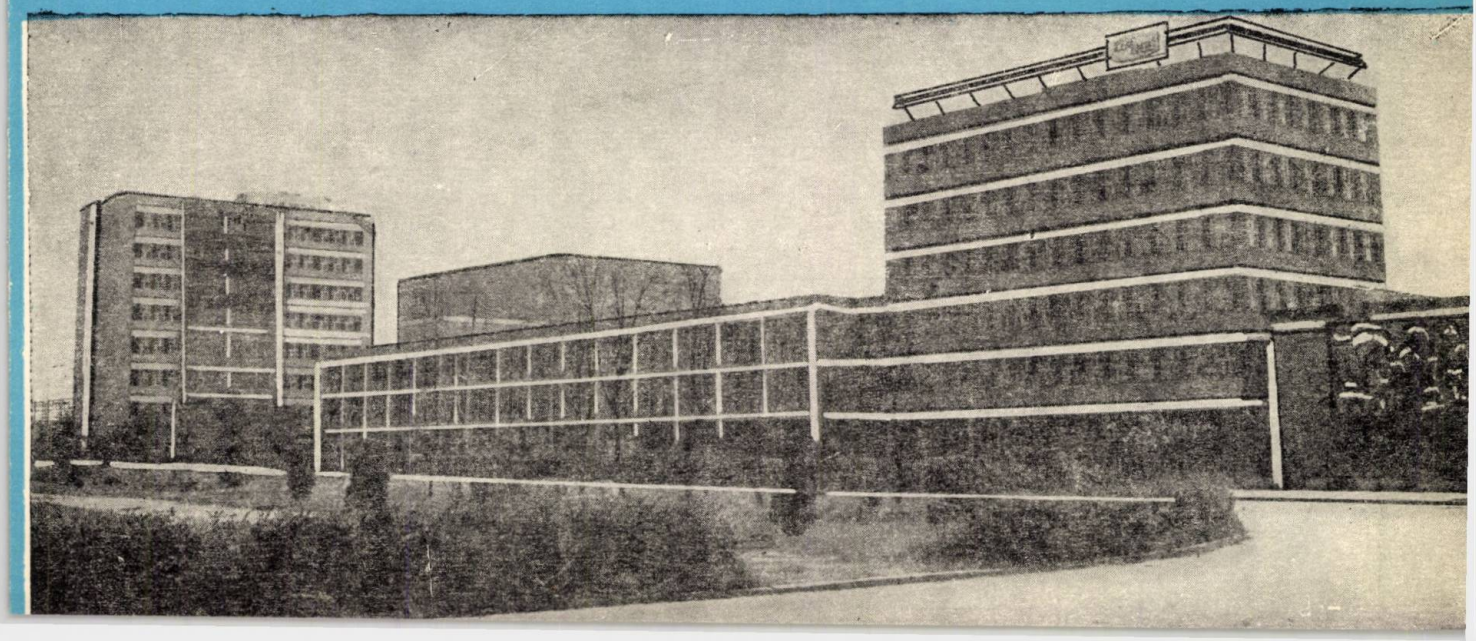
PRODUCE APARATE ȘI ECHIPAMENTE SPECIALE DE MICĂ SERIE PENTRU :

- instalații de telemecanică ;
- instalații de telecomunicații ;
- instalații de automatizare și protecție prin relee ;
- aparataj pentru dotarea laboratoarelor de încercări în centrale, stații și rețele electrice.

ICEMENERG

EFECTUEAZĂ LUCRĂRI DE SERVICE PE BAZĂ DE CONTRACTE CU ÎNTREPRINDERI EXPORTATOARE ÎN ROMÂNIA, PENTRU APARATE DE MĂSURĂ ȘI CONTROL ELECTRICE ȘI ELECTRONICE ÎN PERIOADA DE GARANȚIE A ACESTORA.

București, Bd. Energeticienilor, nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30

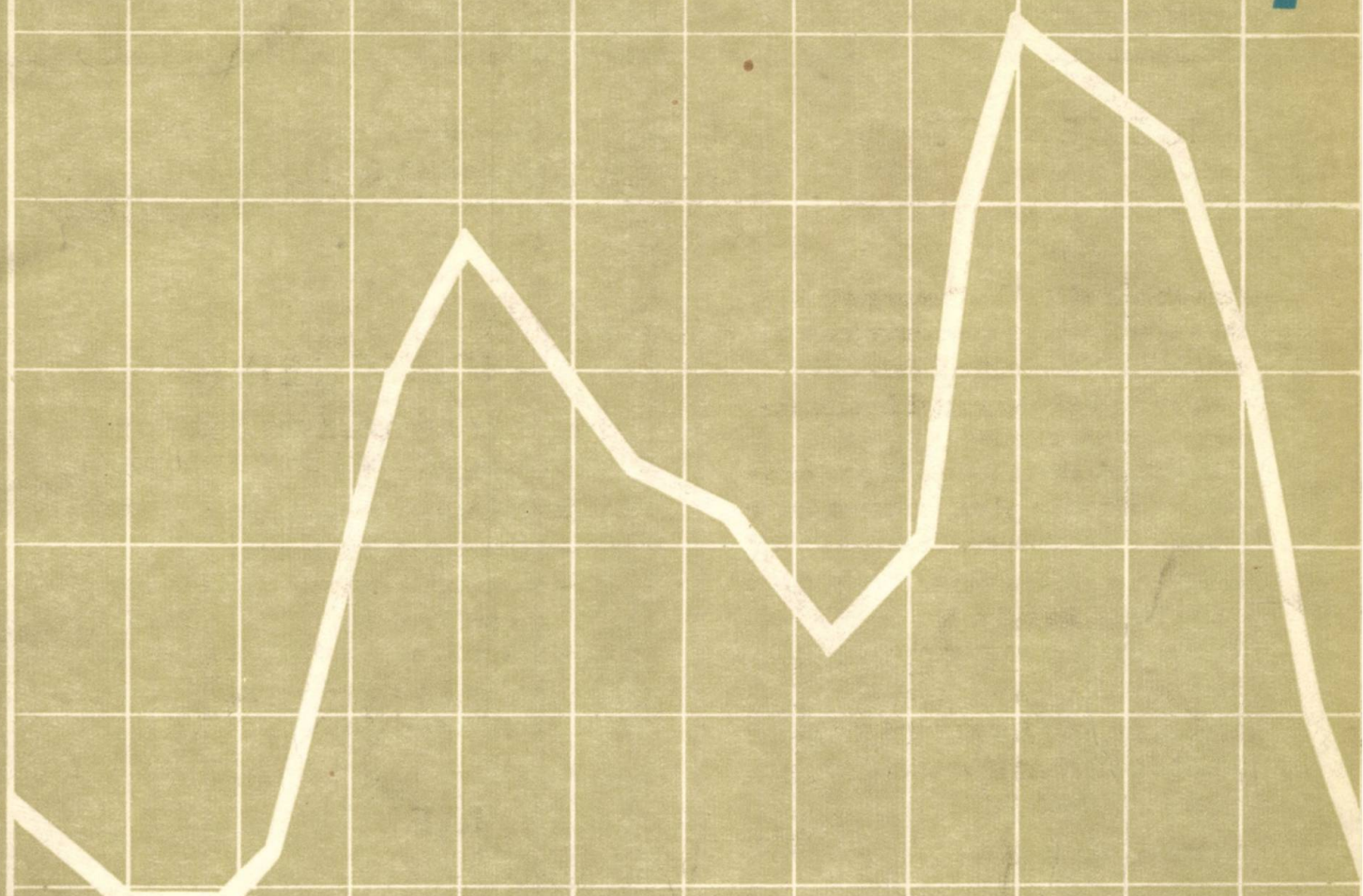


1977 NOV 28

E 2039

MW

7



energetica

VOLUMUL XXV
BUCUREȘTI
IULIE 1977

ICEMENERG

INSTITUTUL DE CERCETĂRI ȘI MODERNIZĂRI ENERGETICE

ICEMENERG

EXECUTĂ CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE PENTRU ASIGURAREA :

- dezvoltării sistemului energetic ;
- exploatării sigure și economice a instalațiilor din sistemul energetic ;
- continuității și siguranței în alimentarea consumatorilor ;
- ridicării nivelului tehnic în proiectarea, construcția și exploatarea instalațiilor de producere, transport și utilizare a energiei electrice și termice.

ICEMENERG

ACORDĂ ASISTENȚĂ TEHNICĂ PRIN STUDII, CERCETĂRI ȘTIINȚIFICE ȘI SERVICE ÎN DOMENIILE :

- sisteme, stații și rețele electrice ;
- producerea și utilizarea energiei electrice ;
- tehnica tensiunilor înalte ;
- automatizare ;
- instalații termomecanice ale centralelor termoelectrice și de termoficare ;
- chimia centralelor termoelectrice ;
- hidrotehnică industrială în centrale termoelectrice ;
- centrale hidroelectrice ;
- cercetări economice și organizarea științifică a producției.

ICEMENERG

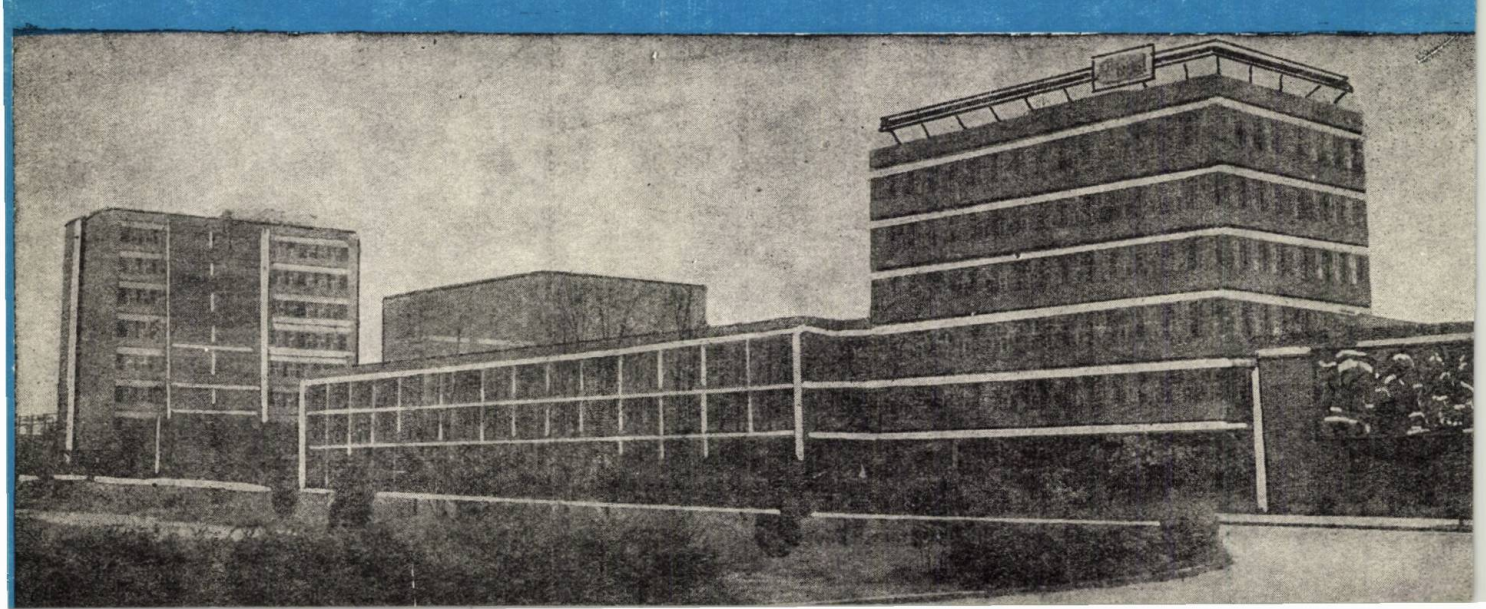
PRODUCE APARATE ȘI ECHIPAMENTE SPECIALE DE MICĂ SERIE PENTRU :

- instalații de telemecanică ;
- instalații de telecomunicații ;
- instalații de automatizare și protecție prin relee ;
- aparataj pentru dotarea laboratoarelor de încercări în centrale, stații și rețele electrice.

ICEMENERG

EFECTUEAZĂ LUCRĂRI DE SERVICE PE BAZĂ DE CONTRACTE CU ÎNTREPRINDERI EXPORTATOARE ÎN ROMÂNIA, PENTRU APARATE DE MĂSURĂ ȘI CONTROL ELECTRICE ȘI ELECTRONICE ÎN PERIOADA DE GARANȚIE A ACESTORA.

București, Bd. Energeticienilor, nr. 8, sect. IV
Tel. 21.46.30



ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE
ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR
DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 25 Nr. 7 iulie

Cuprinsul

		Pag.
A. Leca	**Analiza exergetică a schimbătoarelor de căldură**	216—221
N. Stan, M. Stan, I. Prisecaru şi *A. Leca*	**Performanţele schimbătoarelor de căldură abur-apă pentru prepararea apei fierbinţi ale grupului turbogenerator VT—50**	222—227
D. Manea	**Posibilităţile de utilizare a unor părţi constructive ale turbinei F1C—330 la realizarea unei turbine cu abur saturat pentru CNE**	228—232
L. Mihăescu şi *T. Mihăescu*	**Metode rapide pentru calculul morilor cu ciocane şi ventilator. Contribuţii la determinarea capacităţii de uscare a cărbunilor**	232—244
St. Kilyeni, B. Lustrea, O. Crişan şi *A. Buta*	**Prognoza consumului de energie electrică şi putere de vîrf efectuată în zona unui IRE, utilizînd calculatorul FELIX C—256. Partea a II-a: Prelucrarea şi prezentarea rezultatelor pentru consumul de energie electrică**	245—252
Al. Selischi	**Alegerea reactanţei pentru transformatoarele de alimentare a serviciilor interne**	252—256
D. Iacob	**Supratensiunile din circuitul de excitaţie**	256—261
C. Brătianu şi *C. Popescu*	**Posibilităţi de optimizare a sistemelor informaţionale caracteristice blocurilor termoenergetice de mare putere**	261—264

**Revista apare sub îndrumarea
Consiliului ştiinţific
al Institutului central de cercetări energetice**

Analiza exergetică a schimbătoarelor de căldură

Dr. ing. **A. Leca***)

1. Considerații generale

Pentru analiza proceselor și instalațiilor termice, în ultimul timp a căpătat o răspîndire tot mai largă analiza exergetică, ca o nouă metodă de studiu, bazată pe noțiunea de exergie (energie utilizabilă în aplicațiile tehnice).

În cadrul termodinamicii clasice este mult folosită metoda ciclurilor; bazată pe primul și cel de-al doilea principiu al termodinamicii, această metodă de analiză permite stabilirea de legături între mărimile energetice interne (cantitate de căldură, lucru mecanic) și parametrii sistemului termodinamic dat, ca și definirea unor coeficienți caracteristici sistemului (randament termic, eficiență). Metoda ciclurilor se dovedește însă a fi o metodă incompletă de analiză, datorită principalului ei dezavantaj, acela că nu dă posibilitatea evaluării capacității de lucru mecanic a agenților termici și fluxurilor de energie, apreciate în condițiile mediului ambiant.

În cazul instalațiilor termotehnice interesează atît circulația interioară a energiei, cît și factorii care o pot influența din exterior, prezentînd egală importanță cunoașterea proceselor interne ale sistemului și stabilirea resurselor energetice ale acestuia și a capacității lor de transformare în alte forme de energie, în condiții date ale sistemului și ale mediului ambiant.

Măsura acestor resurse energetice ale sistemului, care să definească astfel capacitatea de a produce lucru mecanic a agenților termici și a fluxurilor de energie, a fost numită *exergie*. Prin utilizarea sa în aplicațiile termodinamicii tehnice, exergia elimină principalele dezavantaje ale metodei clasice a ciclurilor și permite rezolvarea problemelor pe baza unei metodici unitare [1].

Exergia reprezintă lucrul mecanic care se poate obține de la un agent termic, în urma unui proces reversibil, de la starea inițială caracterizată prin presiunea p și temperatura absolută T (entalpia i, entropia s), pînă la starea finală de echilibru cu mediul înconjurător (entalpia i_0, entropia s_0). Schimbul de căldură are loc la temperatura mediului ambiant T_0.

Ecuația de definiție a exergiei specifice este:

$$e = (i - i_0) - T_0 (s - s_0) \text{ [kJ/kg]}, \quad (1)$$

unitățile de măsură fiind: i, i_0 în kJ/kg, s, s_0 în kJ/kg·K, T_0 în K.

Pentru apă-abur, în cazul particular în care se admite temperatura mediului ambiant $T_0 = 273$ K ($t_0 = 0$°C), $i_0 = 0$, $s_0 = 0$, astfel că relația (1) devine:

$$e = i - T_0 s \text{ [kJ/kg]}. \quad (2)$$

Debitul de exergie E transportată de debitul de agent termic G [kg/s], cu exergia specifică e [kJ/kg], entalpia i [kJ/kg] și entropia s [kJ/kg·K], se determină cu expresia:

$$E = Ge = G(i - T_0 s) \text{ [kJ/s]}, \quad (3)$$

iar debitul de exergie E conținută în debitul de căldură Q [kJ/s], aflată la temperatura absolută T[K], se stabilește cu formula:

$$E = Q\,(1 - T_0/T) \quad \text{[kJ/s]}. \quad (4)$$

Paranteza din relația (4) reprezintă randamentul ciclului Carnot cu limitele de temperatură T și T_0. În felul acesta, exergia ia în considerație simultan cei doi parametri care definesc energia termică, și anume: cantitatea, reprezentată prin debitul de căldură Q, și calitatea, reprezentată prin temperatura T.

Debitul de exergie ΔE cedată sau primită de un agent termic se calculează cu una din relațiile:

$$\Delta E = G\Delta e\,;\ \Delta E = \Delta Q(1 - T_0/T) \text{ [kJ/s]}, \quad (5)$$

unde Δe este variația de exergie specifică a agentului termic, în kJ/kg;

ΔQ — debitul de căldură schimbat de agentul termic, în kJ/s.

2. Pierderile de exergie ale unui schimbător de căldură

Orice schimbător de căldură este un aparat imperfect, ale cărui pierderi se pot împărți în trei categorii [1]:

— pierderi de temperatură datorită transferului căldurii la o diferență finită de temperatură între agenții termici;

— pierderi de căldură prin pereții sau izolația termică a schimbătorului în mediul înconjurător;

— pierderi de presiune datorită învingerii rezistențelor hidraulice la curgerea agenților termici prin aparat.

Aceste pierderi, care nu pot fi eliminate complet, prin mărimea lor determină gradul de ireversibilitate al proceselor de transfer de căldură.

În literatură, analiza schimbătoarelor de căldură se face, de regulă, prin luarea în considerație a fiecărei categorii de pierderi izolate,

*) Dr. ing. Aureliu Leca este conferențiar la Institutul politehnic București, Facultatea de energetică, Catedra de centrale electrice.

ceea ce nu poate oferi o privire de ansamblu asupra proceselor care au loc și performanțelor aparatelor. În scopul obținerii unei caracterizări complete a schimbătoarelor de căldură, se poate aplica, cu rezultate pozitive, metoda exergetică de analiză termodinamică; aceasta elimină dezavantajele celorlalte metode, totodată stabilind utilitatea unor măsuri constructive și funcționale privind aparatul de schimb de căldură, ca și efectele asupra întregii instalații.

În cele ce urmează se discută cazul mai frecvent al schimbătoarelor de căldură cu fluide calde, care funcționează la temperaturi mai mari decît temperatura mediului ambiant ($T > T_0$). Cazul aparatelor care lucrează sub temperatura mediului ambiant ($T < T_0$) se analizează în mod analog.

Conform celor menționate anterior, pierderile de exergie ΔE_p în orice aparat schimbător de căldură sînt alcătuite din suma a trei componente:

$$\Delta E_p = \Delta E_{sch} + \Delta E_{lam} + \Delta E_{med} = \\ = T_0 \Sigma \Delta S_{irev} \text{ [kJ/s]}, \quad (6)$$

unde

ΔE_{sch} este pierderea de exergie datorită ireversibilității schimbului de căldură la diferență finită de temperatură, în kJ/s;

ΔE_{lam} — pierderea de exergie datorită laminării (pierderii de presiune) agentului cald și rece în aparat, în kJ/s;

ΔE_{med} — pierderea de exergie corespunzătoare pierderii de căldură a aparatului în mediul ambiant, în kJ/s;

$\Sigma \Delta S_{irev}$ — suma variațiilor ireversibile de entropie ale proceselor din aparat, în kJ/s.K;

T_0 — temperatura de referință a mediului ambiant, în K.

Pierderea de exergie ΔE_{sch}, la transferul debitului de căldură între două fluide, 1 (cald) și 2 (rece), se calculează cu relația' :

$$\Delta E_{sch} = T_0 \Delta S_{irev} = \frac{T_0 \Delta T}{T_1 T_2} Q \text{ [kJ/s]}, \quad (7)$$

în care

ΔT este diferența medie de temperatură între agenții termici, în K; $\Delta T = T_1 - T_2$;

T_1, T_2 — temperaturile medii ale agentului cald și, respectiv, rece, în K.

În figura 1 pierderea de exergie ΔE_{sch} este reprezentată grafic de suprafața dreptunghiului hașurat cu aria $T_0 \Delta S_{irev}$. Dintre cele trei pierderi de exergie din relația (6), care alcătuiesc pe ΔE_p, contribuția cea mai importantă o are ΔE_{sch}; din această cauză, în acțiunea de perfecționare termodinamică a schimbătoarelor de căldură, principalele eforturi trebuie dirijate către reducerea acestor pierderi, prin micșorarea diferenței medii de temperatură ΔT.

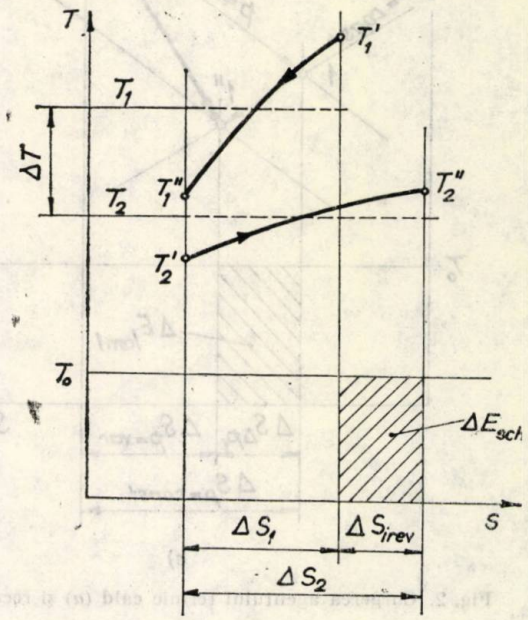


Fig. 1. Schimbul de căldură ireversibil între doi agenți termici reprezentat în diagrama $T-S$.

Pierderea de exergie ΔE_{lam}, produsă de pierderea de presiune a fluidului cald și rece, se compune din:

$$\Delta E_{lam} = \Delta E_{lam1} + \Delta E_{lam2} = \\ = G_1 \Delta e_{\Delta p_1} + G_2 \Delta e_{\Delta p_2} \text{ [kJ/s]}, \quad (8)$$

în care G_1, G_2 reprezintă debitul de agent cald și, respectiv, rece, în kg/s;

$\Delta e_{\Delta p_1}$, $\Delta e_{\Delta p_2}$ — pierderea de exergie specifică, în kJ/kg, produsă de pierderea de presiune Δp_1 a agentului cald, respectiv Δp_2 a agentului rece.

Procesul real de curgere (cu pierdere de presiune) este reprezentat grafic pentru fluidul cald în figura 2*a*, prin linia *1'—1''*, iar pentru fluidul rece în figura 2*b*, prin linia *2'—2''*. De exemplu, pentru fluidul cald acest proces a fost considerat că este rezultanta curgerii izobare *1'—1*, urmată de laminarea adiabatică *1—1''*, care determină scăderea de presiune Δp_1, echivalentă rezistențelor hidraulice. Pierderea de exergie ΔE_{lam1}, la curgerea fluidului cald, este reprezentată în figura 2*a*, de suprafața dreptunghiului hașurat. Raționamentul este asemănător și pentru fluidul rece.

Pentru un fluid oarecare pierderea de exergie prin laminare se poate calcula cu relația:

$$\Delta E_{lam} = T_0 \Delta S_{lam} = T_0 G \Delta s_{lam} \text{ [kJ/s]}, \quad (9)$$

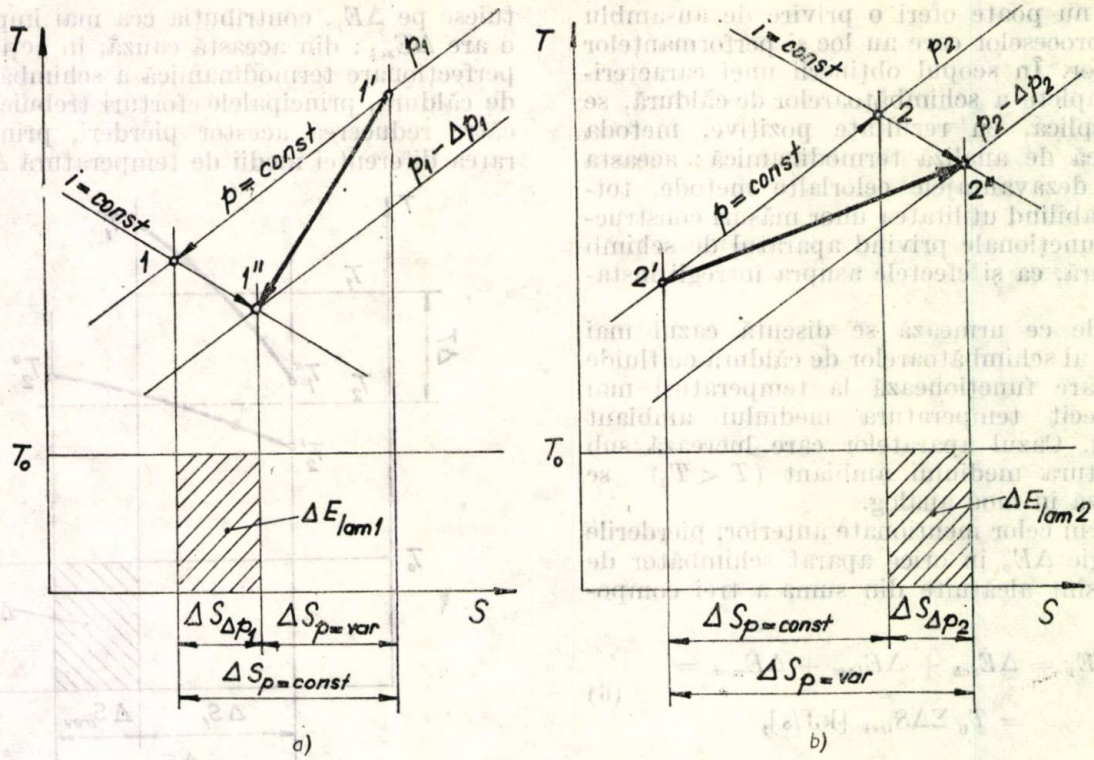


Fig. 2. Curgerea agentului termic cald (*a*) şi rece (*b*) cu pierdere de presiune reprezentată în diagrama $T-S$.

unde T_0 este temperatura mediului ambiant, în K; G — debitul de fluid, în kg/s; Δs_{lam} — variaţia ireversibilă de entropie la curgerea fluidului, în kJ/kg·K.

Pentru fluidele incompresibile (lichide), relaţia (9) se poate scrie în forma:

$$\Delta E_{lam} = T_0 \frac{V}{T_{lam}} (p' - p'') = \\ = T_0 \frac{V}{T_{lam}} \Delta p = \frac{T_0}{T_{lam}} N \text{ [J/s]}, \quad (10)$$

unde

T_{lam} este temperatura absolută medie convenţională a fluidului în procesul de laminare, în K;

$\Delta p, p', p''$ — pierderea de presiune, presiunea iniţială, respectiv finală a fluidului, în N/m²; $\Delta p = p' - p''$;

V — debitul volumetric de fluid, în în m³/s;

$N = Gv\Delta p$ — puterea consumată pentru învingerea rezistenţelor hidraulice, în J/s;

G — debitul masic de fluid, în kg/s;

v — volumul specific al fluidului, în m³/kg.

În calcule se poate admite temperatura T_{lam}, fără o eroare prea mare, egală cu temperatura medie a agentului termic T (T_1 pentru agentul cald, T_2 pentru agentul rece).

Pentru fluidele care satisfac ecuaţia gazelor perfecte $pV = GRT$, pierderea de exergie prin laminare se determină cu una din relaţiile:

$$\Delta E_{lam} = T_0 GR \ln \frac{p'}{p''} = T_0 GR \ln \frac{p'}{p' - \Delta p} = \\ = T_0 GR \ln \left(1 + \frac{\Delta p}{p''}\right) \approx T_0 GR \frac{\Delta p}{p'} = \quad (11) \\ = \frac{T_0}{T_{lam}} N \text{ [J/s]},$$

unde $N = Gv\Delta p$. Toate notaţiile au semnificaţiile de mai sus şi următoarele unităţi de măsură: T_0 şi T_{lam} în K, G în kg/s, v în m³/kg, p', p'' şi Δp în N/m², N în J/s. R reprezintă constanta gazului, în J/kg·K.

Formulele (10) şi (11) arată că pierderea de exergie ΔE_{lam} este direct proporţională cu puterea consumată pentru învingerea rezistenţelor hidraulice şi invers proporţională cu temperatura absolută a fluidului în procesul de laminare.

Pierderea de exergie ΔE_{med}, produsă de pierderea de căldură Q_p [kJ/s] a aparatului în mediul ambiant prin pereţi, neetanşeităţi sau izolaţie termică, se calculează cu ajutorul relaţiei (5):

$$\Delta E_{med} = Q_p(1 - T_0/T) \text{ [kJ/s]}, \quad (12)$$

unde T este temperatura absolută medie convenţională în aparat, în K (considerată, de regulă, egală cu temperatura medie a agentului cald T_1).

Randamentul exergetic η_{ex} al schimbătorului de căldură care lucrează în domeniul de temperatură $T > T_0$ este definit prin formula :

$$\eta_{ex} = \frac{E_2'' - E_2'}{E_1' - E_1''} = \frac{\Delta E_2}{\Delta E_1} = 1 - \frac{\Delta E_p}{\Delta E_1}, \quad (13)$$

unde

$\Delta E_1 = E_1' - E_1''$ este variaţia de exergie a fluidului cald, în kJ/s,

$\Delta E_2 = E_2'' - E_2'$ — variaţia de exergie a fluidului rece, în kJ/s;

ΔE_p — pierderile de exergie ale aparatului, determinate cu expresia (6), în kJ/s,

iar pentru domeniul temperaturilor joase $T < T_0$:

$$\eta_{ex} = \frac{E_1' - E_1''}{E_2'' - E_2'} = \frac{\Delta E_1}{\Delta E_2} = 1 - \frac{\Delta E_p}{\Delta E_2}. \quad (14)$$

3. Bilanţurile energetice şi exergetice ale aparatelor schimbătoare de căldură

Studiul eficienţei proceselor termice din schimbătoarele de căldură se face, în mod curent, cu ajutorul randamentelor termice şi se completează prin întocmirea bilanţurilor energetice. Acestea sînt prezentate sub formă numerică sau grafică, de exemplu sub forma diagramei de flux Sankey. În general, bilanţurile energetice reprezintă aplicarea primului principiu al termodinamicii la aparatele studiate şi cuprind fluxurile de energie intrate în sistem, recirculate şi ieşite din sistem ca energie utilă şi ca pierderi de energie.

Dezavantajul principal al bilanţului energetic constă în caracterul său exclusiv cantitativ, analiza lui conducînd la concluzii incomplete asupra pierderilor reale şi posibilităţilor de ameliorare a proceselor.

Astfel, bilanţul energetic la aparatele de transfer de căldură este, de regulă, un bilanţ termic, considerînd doar cantităţile de căldură intrate, ieşite şi pierderile de căldură în mediul ambiant, ultima categorie determinată cu ajutorul coeficientului de reţinere a căldurii în aparat. Întocmit în acest fel, bilanţul energetic nu ia în discuţie consumul de energie pentru circulaţia agenţilor termici şi nici nu evaluează calitatea proceselor din aparat şi resursele posibile ale sistemului.

Spre deosebire de bilanţul energetic, bilanţul exergetic reprezintă o metodă de stabilire a indicilor de calitate ai schimbătoarelor de căldură, care permite o analiză complexă a tuturor particularităţilor constructive şi funcţionale. Studiul exergetic conduce la stabilirea unui procedeu de comparare simplu şi unitar, aplicabil la toate tipurile de aparate. În continuare se prezintă, în cadrul unei aplicaţii numerice, elementele de bază care alcătuiesc bilanţul exergetic al unui schimbător de căldură şi discuţia acestora.

4. Exemplu de calcul

Să se întocmească bilanţul energetic şi exergetic al unui preîncălzitor vertical abur-apă, de tipul 1—2, cu suprafaţa de schimb de căldură $S = 9{,}07$ m². Apa circulă prin ţevi, iar aburul condensează în spaţiul dintre ţevi; la ieşirea din aparat se evacuează condensat la saturaţie. Ţevile de schimb de căldură au dimensiunile $d_i/d_e = 16/19$ mm. În tabelul 1 sînt date principalele mărimi de calcul corespunzătoare regimului de funcţionare considerat. Se va admite temperatura mediului ambiant $T = 273$ K. În funcţie de concluziile analizei bilanţurilor, să se facă propuneri de ameliorare a funcţionării aparatului şi să se stabilească efectele acestor măsuri.

Întocmirea bilanţului energetic necesită determinarea cantităţilor de căldură intrată Q_1, ieşită Q_2 şi pierdută Q_p din bilanţul termic al aparatului :

$$Q_1 = Q_2 + Q_p;$$

$$Q_1 = G_1 (i_1' - i_1'') = 0{,}153\ (2748 - 504{,}8) = 343{,}21 \text{ kJ/s},$$

în care $i_1'' = 504{,}8$ kJ/kg a fost determinat la presiunea de ieşire a condensatului de 2,0 bar şi la temperatura de saturaţie $t_s = 120{,}2$°C;

$$Q_2 = G_2 (i_2'' - i_2') = 1{,}38\ (293{,}1 - 63{,}05) = 317{,}47 \text{ kJ/s};$$

$$Q_p = Q_1 - Q_2 = 343{,}21 - 317{,}47 = 25{,}74 \text{ kJ/s}.$$

Coeficientul de reţinere a căldurii în aparat este :

$$\eta_r = \frac{Q_2}{Q_1} = \frac{317{,}47}{343{,}21} = 0{,}925.$$

Diferenţa medie de temperatură Δt_{med} :

Abur	*Apă*	*Diferenţa*
121,8°C Temperatura maximă	70°C	$\Delta t_{min} = 51{,}8$°C
120,2°C Temperatura minimă	15°C	$\Delta t_{max} = 105{,}2$°C
1,6°C Diferenţa	55°C	53,4°C

La aparatele vaporizatoare şi condensatoare, diagrama de temperatură este echivalentă cu diagrama aparatelor în contracurent sau echicurent, deci :

$$\Delta t_{med} = \Delta t_{med,CC} = \frac{\Delta t_{max} - \Delta t_{min}}{\ln \frac{\Delta t_{max}}{\Delta t_{min}}} = \frac{105{,}2 - 51{,}8}{\ln \frac{105{,}2}{51{,}8}} = 75{,}4\text{°C}.$$

Temperatura medie a aburului este : $t_1 = 121$°C ($T_1 = 394$ K), iar temperatura medie a apei : $t_2 = t_1 - \Delta t_{med} = 121 - 75{,}4 = 45{,}6$°C ($T_2 = 318{,}6$ K).

Coeficientul global de schimb de căldură pentru aparatul curat este :

$$k_{so} = \frac{\alpha_1 \alpha_2 d_i}{\alpha_1 d_e + \alpha_2 d_i} = \frac{7019 \cdot 1395 \cdot 0{,}016}{7109 \cdot 0{,}019 + 1395 \cdot 0{,}016} =$$

$$= 1006 \text{ W/m}^2 \cdot \text{°C}.$$

Coeficientul global de schimb de căldură al aparatului în funcţiune este :

$$k_s = \frac{Q_2}{S \Delta t_{med}} = \frac{317{,}47 \cdot 10^3}{9{,}07 \cdot 75{,}4} = 464 \text{ W/m}^2 \cdot \text{°C}.$$

Tabelul 1

Mărimi de calcul pentru întocmirea bilanțului energetic și exergetic al preîncălzitorului vertical 1–2 abur-apă

Mărimea și unitatea de măsură	Bilanț inițial		Bilanț ameliorat	
	Abur (1)	Apă (2)	Abur (1)	Apă (2)
Debitul, G [kg/s]	0,153	1,38	0,141*	1,38
Temperatura la intrare, t' [°C]	140	15	120*	15
Temperatura la ieșire, t'' [°C]	120	70	99,6*	70
Presiunea la intrare, p [bar abs.]	2,1	2,5	1,1*	2,5
Pierderea de presiune, Δp [bar]	0,1	0,4	0,1	0,3*
Entalpia specifică la intrare, i' [kJ/kg]	2748	63,05	2716*	63,05
Entalpia specifică la ieșire, i'' [kJ/kg]	504,8	293,1	417,4*	293,1
Entropia specifică la intrare, s' [kJ/kg·K]	7,204	0,2238	7,419*	0,2238
Entropia specifică la ieșire, s'' [kJ/kg·K]	1,5302	0,9545	1,3026*	0,9545
Volumul specific la intrare, v' [m³/kg]	0,8903	0,0010009	1,629*	0,0010009
Volumul specific la ieșire, v'' [m³/kg]	0,0010605	0,0010227	0,0010432*	0,0010227
Coeficientul de convecție, α [W/m²·C]	7019	1395	7019	1395
Exergia specifică la intrare, e' [kJ/kg]	781,31	1,95	690,61*	1,95
Exergia specifică la ieșire, e'' [kJ/kg]	87,06	32,52	61,79*	32,52

Observație. Valorile modificate în bilanțul ameliorat față de bilanțul inițial au fost notate cu asterisc (*)

Rezistența termică a depunerilor se obține din relația :

$$R_{sd} = \frac{k_{so} - k_s}{k_{so}\, k_s} = \frac{1006 - 464}{1006 \cdot 464} = 0{,}00116 \text{ m}^2 \cdot \text{°C/W}.$$

Cu ajutorul relației (2) s-au calculat în tabelul 1 exergiile specifice e. În continuare se trece la întocmirea bilanțului exergetic, determinîndu-se :

$$\Delta E_1 = E_1' - E_1'' = G_1 (e_1' - e_1'') = 0{,}153\ (781{,}31 - 87{,}06) =$$
$$= 106{,}22 \text{ kJ/s};$$

$$\Delta E_2 = E_2'' - E_2' = G_2 (e_2'' - e_2') = 1{,}38 (32{,}52 - 1{,}95) =$$
$$= 42{,}187 \text{ kJ/s};$$

$$\Delta E_p = \Delta E_1 - \Delta E_2 = 106{,}22 - 42{,}187 = 64{,}043 \text{ kJ/s}.$$

Randamentul exergetic al aparatului este dat de relația (13) :

$$\eta_{ex} = \frac{\Delta E_2}{\Delta E_1} = \frac{42{,}187}{106{,}22} = 0{,}3972.$$

Pierderile de exergie ΔE_{sch} datorită ireversibilității schimbului de căldură în aparat se calculează cu relația (7) :

$$\Delta E_{sch} = \frac{T_0 \Delta T}{T_1\, T_2} Q_1 = \frac{273 (394 - 318{,}6)}{394 \cdot 318{,}6} 343{,}21 = 56{,}28 \text{ kJ/s}.$$

Pierderile de exergie ΔE_{lam} produse de pierderile de presiune ale agentului cald și rece se stabilesc cu relațiile (8), (10) și (11) :

$$\Delta E_{lam} = \Delta E_{lam\,1} + \Delta E_{lam\,2} = \frac{T_0}{T_1} N_1 + \frac{T_0}{T_2} N_2 =$$
$$= \frac{T_0}{T_1} G_1 v_1 \Delta p_1 + \frac{T_0}{T_2} G_2 v_2 \Delta p_2 =$$
$$= \frac{273}{395} 0{,}153 \cdot 0{,}132075 \cdot 0{,}1 \cdot 10^5 +$$
$$+ \frac{273}{318{,}6} 1{,}38 \cdot 0{,}0010118 \cdot 0{,}4 \cdot 10^5 =$$
$$= 140 + 48 = 188 \text{ J/s} = 0{,}188 \text{ kJ/s},$$

unde volumele specifice v_1 și v_2 au fost determinate pentru fiecare fluid ca medie logaritmică între valorile de intrare și ieșire din aparat.

Pierderile de exergie ΔE_{med} cauzate de pierderile de căldură Q_p în mediul ambiant se determină cu expresia (12):

$$\Delta E_{med} = Q_p (1 - T_0/T_1) = 25{,}74\,(1 - 273/394) = 7{,}90 \text{ kJ/s}.$$

Suma pierderilor de exergie este:

$$\Delta E_p = \Delta E_{sch} + \Delta E_{lam} + \Delta E_{med} = 56{,}28 + 0{,}188 + 7{,}90 = 64{,}368 \text{ kJ/s},$$

rezultînd o eroare de 0,52 % față de valoarea pierderilor determinate direct din bilanțul exergetic al aparatului.

Din analiza rezultatelor obținute se constată următoarele:

— Coeficientul global de schimb de căldură k_s se situează sub limita inferioară a intervalului admisibil ($k_s = 1000...3000$ W/m²·°C [2]). Acest lucru se datorește valorii α_2 reduse.

— Schimbătorul de căldură prezintă o murdărire pronunțată, rezistența termică a depunerilor fiind de peste cinci ori mai mare decît valorile recomandate ($R_{sd} = 0{,}0002$ m²·°C/W [2]).

— Coeficientul de reținere a căldurii η_r este sub limitele admise ($\eta_r = 0{,}98...0{,}99$), necesitînd îmbunătățirea izolației termice.

— Viteza de curgere pe partea fluidului rece este redusă, fapt care micșorează valoarea coeficientului de convecție α_2, ceea ce constituie cauza principală a accentuării procesului de depunere în schimbător și produce creșterea pierderilor de presiune.

Ameliorarea funcționării aparatului schimbător de căldură se poate realiza prin următoarele măsuri: a) îmbunătățirea izolației termice, mărind coeficientul de reținere a căldurii la valoarea $\eta_r^* = 0{,}98$; b) curățarea aparatului de depuneri, menținînd rezistența termică a acestora la valoarea $R_{sd}^* = 0{,}0006$ m²·°C/W (datorită vitezei $w_2 = 0{,}181$ m/s foarte reduse, se apreciază că nu se poate realiza valoarea $R_{sd} = 0{,}0002$ m²·°C/W), cu care ocazie se reduc și pierderile de presiune pe partea fluidului rece la valoarea $\Delta p_2^* = 0{,}3$ bar. Valorile modificate sînt notate în continuare cu asterisc (*).

Coeficientul global de schimb de căldură al aparatului cu depunerile reduse la valoarea $R_{sd}^* = 0{,}0006$ m²·°C/W se stabilește cu formula:

$$k_s^* = \frac{k_{so}}{1 + k_{so} R_{sd}^*} = \frac{1006}{1 + 1006 \cdot 0{,}0006} = 627 \text{ W/m}^2\cdot\text{°C},$$

în care s-a considerat menținerea valorii $k_{so} = 1006$ W/m²·°C.

Lăsînd nemodificată sarcina termică utilă (debitul și temperatura apei), diferența de temperatură medie logaritmică și temperatura de saturație a agentului primar sînt respectiv:

$$\Delta t_{med}^* = \frac{Q_2}{k_s^* S} = \frac{317{,}47 \cdot 10^3}{627 \cdot 9{,}07} = 55{,}8\text{°C};$$

$$t_s^* = t_1^* = t_2 + \Delta t_{med}^* = 45{,}6 + 55{,}8 = 101{,}4\text{°C}\ (T_1^* = 374{,}4 \text{ K}),$$

la care corespund parametrii aburului la intrare: $p_1^* = 1{,}1$ bar, $(t_1')^* = 120$°C (aleasă), pierderea de presiune $\Delta p_1 = 0{,}1$ bar și presiunea condensatului saturat la ieșire de 1,0 bar. În tabelul 1 se dau în ultimele două coloane noile valori de calcul pentru bilanțul energetic și exergetic ameliorat.

Debitul de abur de încălzire este:

$$G_1^* = \frac{Q_2}{\eta_r^* [(i_1')^* - (i_1'')^*]} = \frac{317{,}47}{0{,}98\,(2716 - 417{,}4)} = 0{,}141 \text{ kg/s}.$$

Se calculează mărimile care definesc noul bilanț energetic (termic):

$$Q_1^* = G_1^* [(i_1') - (i_1'')^*] = 0{,}141\,(2716 - 417{,}4) = 324{,}1 \text{ kJ/s};$$

$$Q_2 = 317{,}47 \text{ kJ/s};$$

$$Q_p^* = Q_1^* - Q_2 = 324{,}1 - 317{,}47 = 6{,}63 \text{ kJ/s};\ \eta_r^* = 0{,}98.$$

Se determină mărimile care intervin în noul bilanț exergetic:

$$\Delta E_1^* = G_1^* [(e_1')^* - (e_1'')^*] = 0{,}141\,(690{,}61 - 61{,}79) = 88{,}664 \text{ kJ/s};$$

$$\Delta E_2 = 42{,}187 \text{ kJ/s};$$

$$\Delta E_p^* = \Delta E_1^* - \Delta E_2 = 88{,}664 - 42{,}187 = 46{,}477 \text{ kJ/s};$$

$$\eta_{ex}^* = \frac{\Delta E_2}{\Delta E_1^*} = \frac{42{,}187}{88{,}664} = 0{,}4758.$$

Pierderile de exergie ale aparatului sînt:

$$\Delta E_{sch}^* = \frac{T_0 \Delta T^*}{T_1^* T_2} Q_1^* = \frac{273.55{,}8}{374{,}4 \cdot 318{,}6} 324{,}1 = 44{,}09 \text{ kJ/s};$$

$$\Delta E_{lam}^* = \frac{T_0}{T_1^*} G_1^* v_1^* \Delta p_1 + \frac{T_0}{T_2} G_2 v_2 \Delta p_2^* =$$

$$= \frac{273}{374{,}4}\, 0{,}141 \cdot 0{,}2214 \cdot 0{,}1 \cdot 10^5 + \frac{273}{318{,}6}\, 1{,}38 \cdot 0{,}0010118 \cdot 0{,}3 \cdot 10^5 = 228 + 36 = 264 \text{ J/s} = 0{,}264 \text{ kJ/s};$$

$$\Delta E_{med}^* = Q_p^* \left(1 - \frac{T_0}{T_1^*}\right) = 6{,}63 \left(1 - \frac{273}{374{,}4}\right) = 1{,}80 \text{ kJ/s};$$

$$\Delta E_p^* = \Delta E_{sch}^* + \Delta E_{lam}^* + \Delta E_{med}^* = 44{,}09 + 0{,}264 + 1{,}80 = 46{,}154 \text{ kJ/s},$$

rezultînd o eroare de 0,69 % față de valoarea determinată direct din bilanțul exergetic al aparatului.

Concluzii

În concluzie, ameliorarea funcționării aparatului de schimb de căldură s-a realizat prin îmbunătățirea izolației termice și curățirea sistematică a țevilor de depuneri, efectele fiind următoarele: reducerea pierderilor de căldură către mediul ambiant, micșorarea presiunii aburului de încălzire (de la 2,1 bar la 1,1 bar) și a debitului de abur cu 7,8 %, reducerea pierderilor de presiune. Randamentul exergetic a înregistrat o creștere apreciabilă de 19,8 %, în principal datorită reducerii diferenței medii de temperatură între cei doi agenți termici.

Bibliografie

[1] Leca, A. *Problemele analizei exergetice.* În: Energetica, 15, nr. 3, 1967, p. 130—134; nr. 6, 1967, p. 279—284; nr. 7, 1967, p. 321—327.

[2] Leca, A. *Calculul termic și indicii de calitate ai aparatelor schimbătoare de căldură 1—2.* În: Revista de chimie, 27, nr. 8, 1976, p. 693—700.

(Articol intrat în redacție la 27 mai 1976)

Performanțele schimbătoarelor de căldură abur-apă pentru prepararea apei fierbinți ale grupului turbogenerator VT-50

Ing. **N. Stan**
Ing. **M. Stan**
Ing. **I. Prisecaru**
Dr. ing. **A. Leca***)

Lucrarea are ca scop studiul performanțelor termohidraulice ale schimbătoarelor de căldură aferente grupurilor de termoficare VT—50 și determinarea posibilităților de folosire a lor pentru nivele și ecarturi sporite ale temperaturii agentului primar.

Turbina VT—50 de construcție sovietică, cu parametrii aburului la intrare 130 bar și 565°C, este echipată cu două schimbătoare de căldură de termoficare alimentate cu abur de la cele două prize de termoficare urbană, a căror presiune poate fi reglată între 0,5 și 2,5 bar.

Schimbătorul de căldură de bază (treapta I) este de tip orizontal, iar cel de vîrf (treapta II), vertical, aparatele fiind înseriate pe partea de apă.

Principalele caracteristici tehnice ale celor două schimbătoare de căldură sînt prezentate în figurile 1 și 2 și în tabelul 1.

Pentru studierea regimurilor de funcționare a acestor aparate a fost alcătuit un program de calcul în limbajul FORTRAN IV denumit CABOT, care evaluează caracteristicile termohidraulice și indicii specifici schimbătoarelor de căldură de termoficare. Acest program are la bază schema principială de legare a celor două aparate (fig. 3) și relațiile de calcul termic și hidraulic al schimbătoarelor de căldură abur-apă de suprafață, rezumate în tabelul 2.

Indicii specifici schimbătoarelor de căldură necesari pentru caracterizarea funcționării lor, calculați în acest program, sînt definiți în felul următor:

a) *Pierderea specifică de presiune* este raportul dintre pierderea de presiune a fluidului la trecerea prin schimbătorul de căldură și numărul de unități de transfer de căldură („number of heat transfer units").

$$\Delta p_{sp} = \frac{\Delta p}{NTC} \text{ [bar]}, \qquad (1)$$

unde

$$NTC = \frac{kS}{W_2}. \qquad (2)$$

Tabelul 1

Caracteristicile tehnice ale schimbătoarelor de căldură de termoficare aferente grupului turbogenerator VT—50

Nr. crt.	Caracteristica	U.M.	Treapta I	Treapata II
1	Tipul aparatului	—	orizontal	vertical
2	Nr. de aparate pe o treaptă	—	1	1
3	Diametrul interior al mantalei	mm	1800	2400
4	Numărul de drumuri pe partea aburului	—	1	1
5	Numărul de țevi	—	2220	3142
6	Diametrul exterior x grosime	mm	24×1	24×1
7	Aranjarea țevilor	—	Δ	Δ
8	Pasul între țevi	mm	30	30
9	Numărul de drumuri pe partea apei	—	2	2
10	Lungimea de calcul a țevilor	mm	8000	5400
11	Suprafața de schimb de căldură de calcul	m²	1300	1350
12	Debitul maxim de abur	t/h	101,5	88,5
13	Debitul de apă	t/h	3000	3000
14	Presiunea aburului	bar	0,5—2,5	0,5—2,5
15	Presiunea apei	bar	7	21
16	Pierderea de presiune pe partea apei la debit maxim de apă	mH_2O	3,7	5,3

b) *Eficiența termică* este definită prin raportarea sarcinii termice a aparatului la sarcina termică maximă posibilă:

$$\varepsilon = \frac{Q}{Q_{max}} = \frac{W_2(t_2'' - t_2')}{W_2(t_1' - t_2')} = \frac{t_2'' - t_2'}{t_1' - t_2'} \qquad (3)$$

Programul de calcul este constituit dintr-un program principal și mai multe subprograme interconectate între ele, așa cum este arătat în figura 4. Rutinele au următoarele funcții:

TEMPS = subrutină. Determină temperatura de saturație a fluidului în funcție de presiune;

IND = subrutină. Calculează principalii indici termohidraulici ai schimbătoarelor de căldură;

* Autorii sînt cadre didactice la Institutul politetnic București, Catedra de centrale electrice.

PPRES = subrutină cu care se determină pierderea de presiune pe partea de apă în schimbătoarele de căldură;

QCALD = subrutină cu ajutorul căreia se

IZENT = subrutină cu care se calculează căderea izentropică de entalpie;

KGLOB = subrutină care evaluează coeficientul global de schimb de căldură;

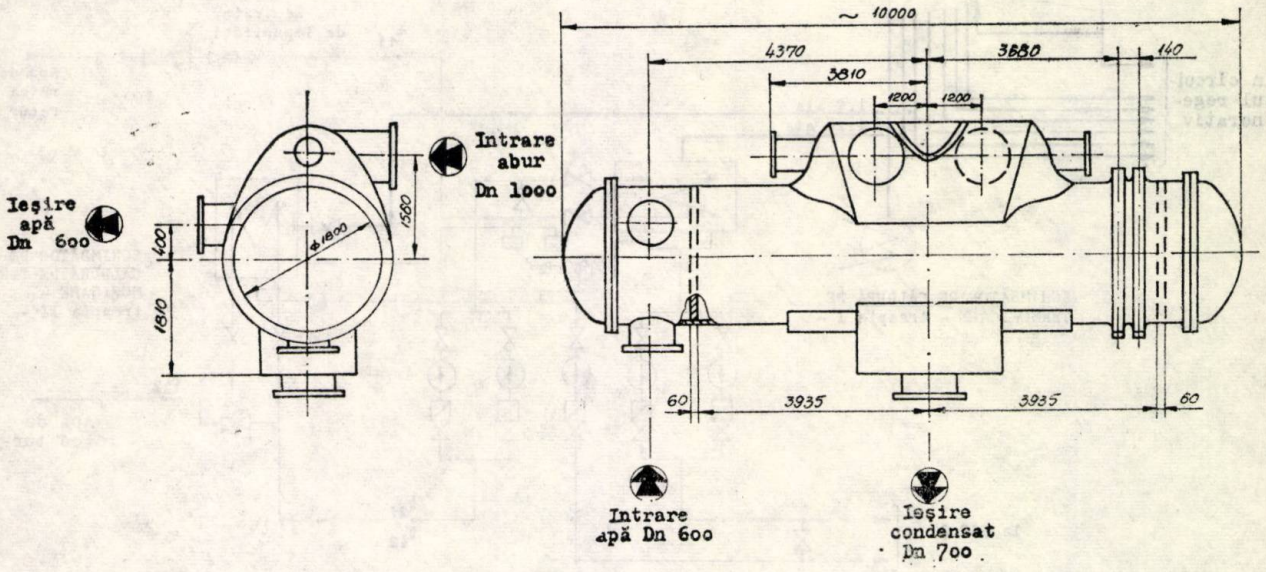


Fig. 1. Schimbător de căldură de termoficare treapta I al turbinei VT—50.

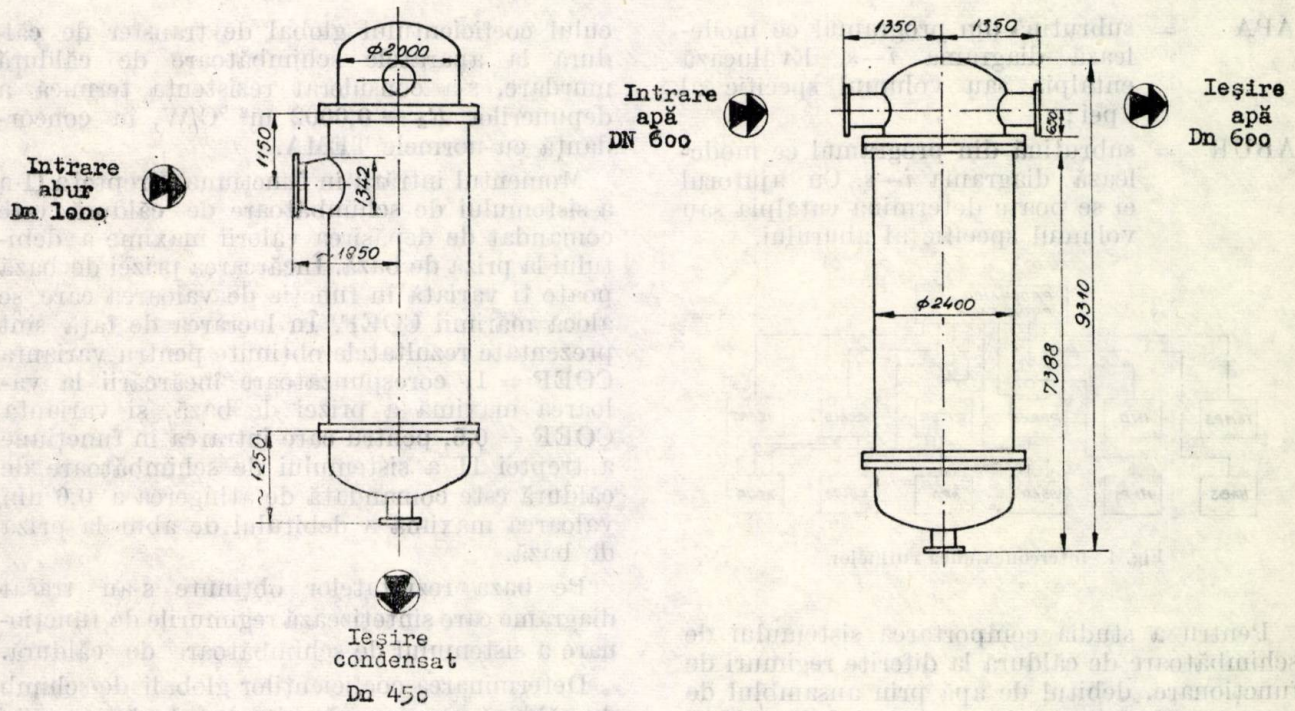


Fig. 2. — Schimbător de căldură de termoficare treapta II al turbinei VT—50.

calculează coeficienții de schimb de căldură, precum și debitele de căldură pe partea de abur și apă;

QITER = subrutină ce determină printr-un calcul iterativ sarcina termică a aparatului, precum și temperatura apei la ieșirea din schimbătorul de căldură;

HABS = subrutină din programul ce modelează diagrama $i-s$. Este folosită pentru determinarea entalpiei aburului la saturație;

HAPS = subrutină din programul ce modelează diagrama $i-s$. Cu ajutorul ei se determină entalpia apei la saturație;

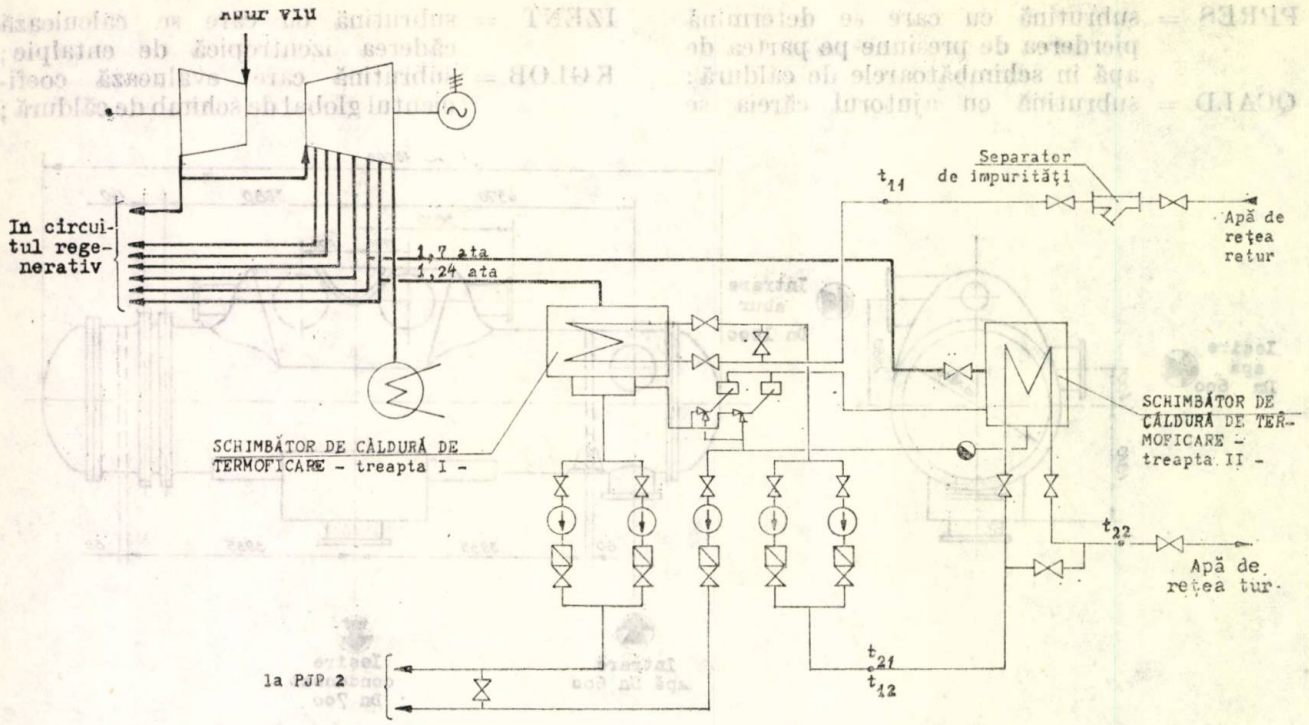


Fig. 3. Încadrarea schimbătoarelor de căldură de termoficare în schema termomecanică a grupului VT—50.

APA = subrutină din programul ce modelează diagrama $i—s$. Evaluează entalpia sau volumul specific al apei;

ABUR = subrutină din programul ce modelează diagrama $i—s$. Cu ajutorul ei se poate determina entalpia sau volumul specific al aburului.

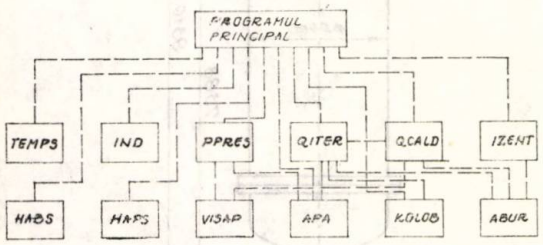


Fig. 4. Interconexiunea rutinelor.

Pentru a studia comportarea sistemului de schimbătoare de căldură la diferite regimuri de funcționare, debitul de apă prin ansamblul de aparate a fost variat în cinci pași, între 900 și 3300 t/h, creîndu-se posibilitatea studierii reglajului cantitativ, iar temperatura de intrare a apei în schimbătorul de căldură treapta $I(t_{11})$ a fost variată între 70°C și 40°C cu pași de 10°C. De asemenea, s-a considerat că presiunea aburului la priza schimbătorului treapta I poate varia între 0,5 și 2 bar cu pași de 0,5 bar; presiunea la priza ce alimentează schimbătorul de căldură treapta II s-a admis mai mare cu 0,5 bar decît cea de la priza de bază. Pentru calculul coeficientului global de transfer de căldură la aparatele schimbătoare de căldură murdare, s-a considerat rezistența termică a depunerilor $R_d = 0{,}0002$ m² °C/W, în concordanță cu normele TEMA.

Momentul intrării în funcțiune a treptei a II-a a sistemului de schimbătoare de căldură este comandat de depășirea valorii maxime a debitului la priza de bază. Încărcarea prizei de bază poate fi variată în funcție de valoarea care se alocă mărimii COEF. În lucrarea de față sînt prezentate rezultatele obținute pentru varianta COEF = 1, corespunzătoare încărcării la valoarea maximă a prizei de bază, și varianta COEF = 0,6, pentru care intrarea în funcțiune a treptei II a sistemului de schimbătoare de căldură este comandată de atingerea a 0,6 din valoarea maximă a debitului de abur la priza de bază.

Pe baza rezultatelor obținute s-au trasat diagrame care sintetizează regimurile de funcționare a sistemului de schimbătoare de căldură.

Determinarea coeficienților globali de schimb de căldură corespunzători celor două aparate, în funcție de debitul de apă încălzit și temperatura de intrare în schimbătorul de căldură treapta I, se face cu ușurință folosind diagrama din figura 5. Se observă că valorile coeficienților globali de schimb de căldură sînt mai puțin influențate de temperatura t_{11} cînd debitul de apă scade.

Variația coeficienților globali k_I și k_{II} în funcție de presiunile aburului la cele două prize,

Tabelul 2

Calculul termic

Ecuația de transmitere a căldurii	$Q = kS\Delta t_{med}$ [W] ; $\frac{1}{k} = \frac{1}{k_0} + R_d$ [m²·°C/W]		
Ecuația de bilanț termic	$Q_1 = Q_2 + Q_p$ [W]		
Diferența medie logaritmică de temperatură	$\Delta t_{med} = \frac{\Delta t_{max} - \Delta t_{min}}{\ln (\Delta t_{max}/\Delta t_{min})}$		
Coeficientul global de schimb de căldură pentru aparatul curat	$k_0 = \frac{1}{d_{med}\left(\frac{1}{\alpha_i d_i} + \frac{1}{2\lambda_p} \ln \frac{d_e}{d_i} + \frac{1}{\alpha_e d_e}\right)}$ [W/m²·°C]		
Coeficientul de schimb de căldură prin convecție în regim turbulent și pentru temperatura apei 0...200°C	$\alpha_i = \Phi(t_m) \frac{w^{0,8}}{d_i^{0,2}} \left(\frac{\eta_f}{\eta_p}\right)^{0,14}$ [W/m²·°C]		
	$\Phi(t_m) = 1430 + 23,3\, t_m - 0,048\, t_m^2$		
Numărul Reynolds al peliculei de condensat (la saturație)	$Re_s = [253 + \Phi_1(t_s) H (t_s - t_p^m) - \Phi_2(t_s)]^{4/3}$		
	$\Phi_1(t_s) = 0,4566 + 0,0265\, t_s + 0,000161\, t_s^2$		
	$\Phi_2(t_s) = \frac{10^6}{1704 + 37 t_s - 0,064\, t_s^2}$		
Coeficientul de schimb de căldură prin convecție la condensarea aburului pe țevi	$Re_s < 1600$	țevi verticale	$\alpha_e = \frac{\Phi_3(t_s)}{l (t_s - t_p^m)^{0,22}}$ [W/m²·°C]
			$\Phi_3(t_s) = 6616 + 88,78 t_s - 0,2463\, t_s^2$
		țevi orizontale	$\alpha_e = \frac{\Phi_4(t_s)}{\sqrt[4]{z d_e (t_s - t_p^m)}}$ [W/m²·°C]
			$\Phi_4(t_s) = 5024 + 55,29\, t_s - 0,163\, t_s^2$
	$Re_s > 1600$		$\alpha_e = \frac{Re_s}{\Phi_5(t_s) H (t_s - t_p^m)}$ [W/m²·°C]
			$\Phi_5(t_s) = (894 + 35,2\, t_s + 0,186\, t_s^2) \cdot 10^{-6}$

Calculul hidraulic

Pierderea totală de presiune	$\Delta P = \Delta P_{lin} + \Delta P_{loc}$ [bar]
Pierderea liniară de presiune	$\Delta P_{lin} = f N \frac{l}{d} \frac{w^2}{2} \rho \cdot 10^{-5}$ [bar]
Pierderile locale de presiune	$\Delta P_{loc} = \Sigma \zeta \frac{w^2}{2} \rho \cdot 10^{-5}$ [bar]

pentru $G = 583$ kg/s, este prezentată în diagrama din figura 6.

Pentru determinarea rapidă a pierderilor de presiune pe partea de apă în cele două schimbătoare de căldură, poate fi folosită diagrama din figura 7. Pierderea de presiune este foarte ușor variabilă cu temperatura de intrare în schimbătorul de căldură treapta I, astfel încît s-a trasat o singură curbă de variație a acesteia în funcție de debitul de apă.

Figurile 8 și 9 reprezintă diagrame pentru determinarea indicilor specifici ai schimbătoarelor de căldură. Se observă că pierderea de presiune specifică variază puternic cu debitul de apă și este puțin influențată de temperatura apei la intrarea în sistemul de schimbătoare de căldură.

Diagramele menționate mai sus au fost construite pentru presiunea aburului la prizele turbinei de 1 bar și 1,5 bar.

Diagrame asemănătoare se pot trasa pentru toate presiunile aburului de alimentare a schimbătoarelor de căldură, conducînd la o mai bună cunoaștere a funcționării instalațiilor de pre-

parare a apei fierbinți aferente grupurilor de termoficare.

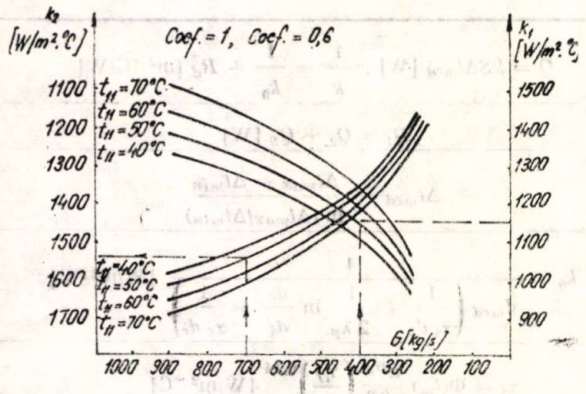


Fig. 5. Variația coeficienților globali de schimb de căldură.

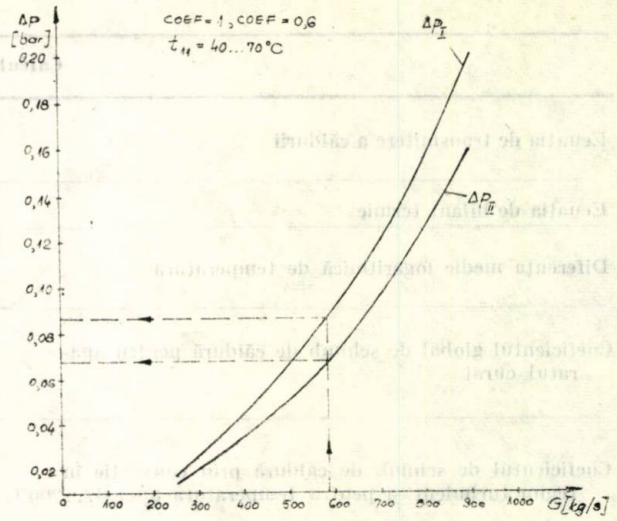


Fig. 7. Variația pierderii de presiune pe partea de apă.

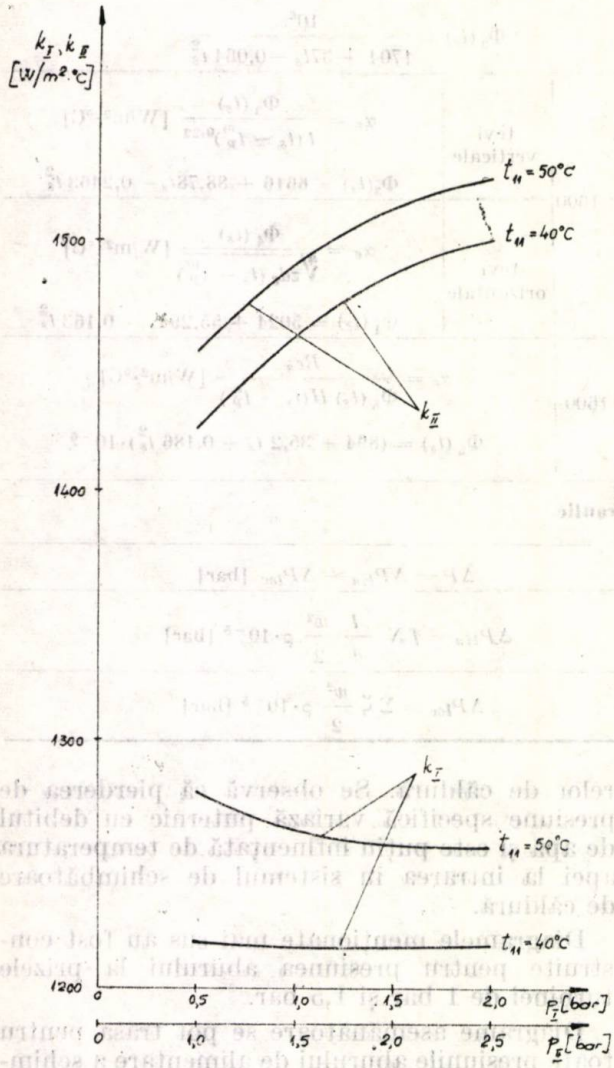


Fig 6. Variația coeficienților globali de schimb de căldură pentru $G = 583$ kg/s.

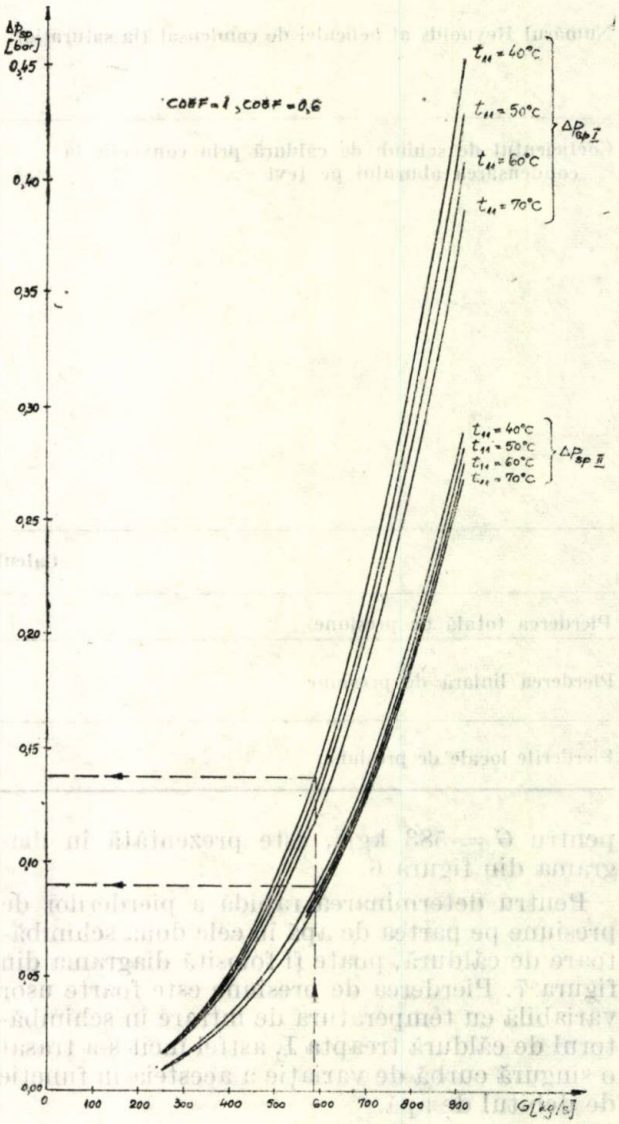


Fig . 8. Variația pierderii specifice de presiune pe partea de apă.

Pentru exemplificarea utilizării diagramelor prezentate se consideră ca fiind date:

$G = 583$ kg/s, $t_{11} = 40$°C, $p_1 = 1$ bar, $p_2 = 1{,}5$ bar

$R_d = 0{,}0002$ m²·°C/W, COEF = 0,6. Rezultă datele din tabelul 3.

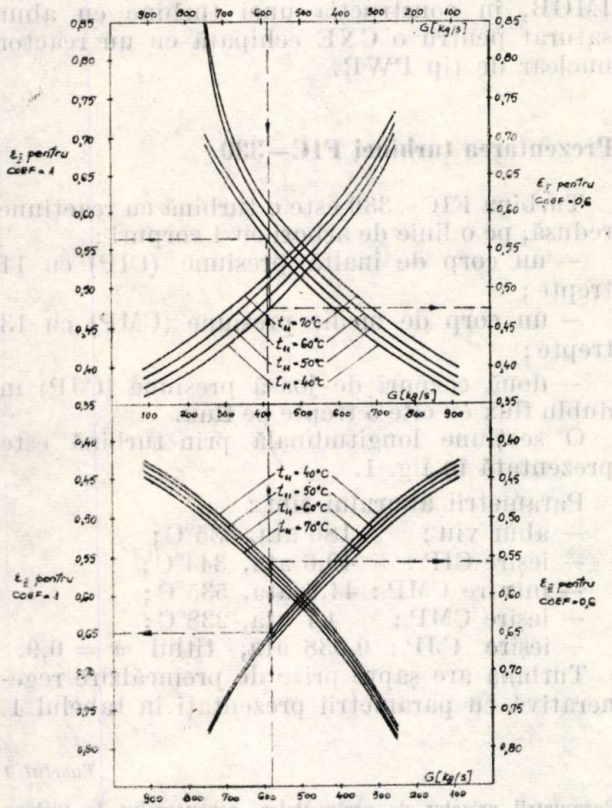


Fig. 9. Variația eficienței termice.

Tabelul 3

Mărimea	U.M.	Valoarea		Diagrama folosită
		Schimbătorul de căldură treapta I	Schimbătorul de căldură treapta II	
k	W/m².°C	1115	1440	fig. 5
Δp	bar	0,086	0,068	fig. 7
Δp_{sy}	bar	0,138	0,090	fig. 8
ε	—	0,455	0,560	fig. 9

În acest fel, programul alcătuit poate fi folosit ca instrument de analiză a performanțelor schimbătoarelor de căldură la un moment dat, prin introducerea datelor de intrare corespunzătoare; diagramele pot fi utilizate pentru stabilirea comportării sistemului de aparate la un anumit regim.

Comparînd performanțele aparatelor rezultate din diagrame cu cele ale aparatelor în funcțiune, se pot obține informații asupra stării de murdărire a schimbătoarelor de căldură.

Notații

Q_1, Q_2 — debitul de căldură cedat de agentul cald, respectiv primit de agentul rece, în W;

Q — sarcina termică a aparatului de schimb de căldură, în W;

Q_p — pierderile de căldură în mediul ambiant, în W;

G_1, G_2 — debitul masic de agent cald, respectiv rece, în kg/s;

t_1', t_1'' — temperatura agentului cald la intrarea, respectiv ieșirea din aparat, în °C;

t_2', t_2'' — temperatura agentului rece la intrarea, respectiv ieșirea din aparat, în °C;

t_p^m — temperatura medie a peretelui exterior al țevii, în °C;

Δt_{med} — diferența medie logaritmică de temperatură a agenților termici, în °C;

t_m — temperatura medie a apei, în °C;

t_s — temperatura de saturație a aburului, în °C;

p_1 — presiunea aburului la priza schimbătorului treapta I, în bar;

p_2 — presiunea aburului la priza schimbătorului treapta II, în bar;

c_{p1}, c_{p2} — căldura specifică a agentului cald, respectiv rece, în J/kg.°C;

W_1, W_2 — capacitatea termică (echivalentul în apă) a agentului cald, în W/°C;

λ_p — conductivitatea termică a peretelui, în W/m.°C;

ϱ — densitatea medie a apei, în kg/m³;

η_f, η_p — viscozitatea dinamică determinată la temperatura medie a fluidului, respectiv a peretelui țevii, în Ns/m²;

Re_s — numărul Reynolds al peliculei de condensat (la saturație);

k_0 — coeficientul global de schimb de căldură al aparatului curat (fără depuneri), determinat la temperaturile medii t_1 și t_2 ale agenților termici, în W/m².°C;

k — coeficientul global de schimb de căldură al aparatului cu depuneri, în W/m².°C;

R_d — rezistența termică a depunerilor, în W/m².°C;

α_e, α_i — coeficientul de schimb de căldură prin convecție între agentul termic și perete la exteriorul, respectiv interiorul peretelui, în W/m².°C;

S — suprafața de schimb de căldură, în m²;

d_e, d_i — diametrul exterior, respectiv interior al țevilor, în m;

l — lungimea țevilor, în m;

z — numărul maxim de țevi pe un diametru;

H — distanța dintre două șicane, pentru aparatele verticale și $H = zd$ pentru aparatele orizontale, în m;

N — numărul de treceri;

Δp — pierderea totală de presiune pe partea de apă, în bar;

Δp_{lin} — pierderea liniară de presiune pe partea de apă, în bar;

Δp_{loc} — pierderile locale de presiune pe partea de apă, în bar;

w — viteza medie a apei ce trece prin țevi, în m/s;

f — coeficient de pierderi liniare de presiune;

ζ — coeficient de pierderi locale de presiune.

Bibliografie

[1] Șubin, E. P. și Levin, B. I. *Proiektirovanie teplodgotovitrinih ustanovok T.E.T. i kotelnih.* Energhiia, Moscova, 1970.

[2] Șubin, E. P. și Levin, B. I. *Teploobmennie apparati sistem teplosnabjeniia.* Energhiia, Moscova, 1965.

[3] * * * *Studiu privind condițiile tehnice pentru întocmirea și analiza bilanțurilor termice la schimbătoarele de căldură.* IPB, 1975.

[4] * * * *Studiu privind caracteristicile tehnice ale schimbătoarelor de căldură din instalațiile de termoficare cu apă fierbinte pentru nivele și ecarturi sporite ale temperaturii agentului primar.* IPB, 1975.

(Articol intrat în redacție la 27 mai 1977)

Posibilități de utilizare a unor părți constructive ale turbinei F1C-330 la realizarea unei turbine cu abur saturat pentru CNE

Ing. **D. Manea***)

În construcția de mașini se observă pe plan mondial o tendință de tipizare a reperelor, tendință prezentă și în construcția de turbine [1], [2]. O bună tipizare a reperelor și subansamblelor oferă o serie de avantaje, ca :

— unificarea tehnologiei de fabricație ;

— posibilitatea automatizării procesului de producție și creșterea eficienței în producerea seriilor mari ;

— reducerea timpilor de execuție și a cheltuielilor de prelucrare ;

— diversificarea gamei de produse finite obținute prin combinarea judicioasă a unui număr redus de repere ;

— scurtarea timpului dintre comandă și livrare și creșterea competitivității produselor pe piață ;

— posibilitatea utilizării în proiectare a echipamentului electronic de calcul pe bază de programe tip.

Trebuie menționat totuși că prin tipizare, mai ales în cazul tipizării excesive, pot apărea o serie de dezavantaje, ca :

— reducerea randamentului și creșterea cheltuielilor de exploatare ;

— creșterea consumului de metal ;

— complexitate sporită a calculului de proiectare.

Marea diversitate de filiere de reactoare nucleare, soluțiile tehnice diverse alese pentru reactoarele din aceeași filieră, experiența insuficientă a unor firme, dezvoltarea în continuare a unor filiere de centrale nuclearoelectrice și o serie întreagă de alte considerente tehnice au împiedicat pînă în prezent standardizarea unor parametri și a unor puteri pentru turbinele din CNE, fapt ce împietează asupra comercializării separate a utilajului clasic din CNE.

Firmele constructoare se străduiesc în prezent să introducă o standardizare internă privind puterile turbinelor CNE, astfel încît acestea să poată folosi generatoare electrice existente și verificate la turbinele CTE, ca și o oarecare standardizare a parametrilor și a debitelor pe flux la valori care să permită folosirea în construcția acestor turbine a unui număr cît mai mare de subansamble (carcase, rotoare, lagăre, paletaje etc.) din turbinele CTE de mare putere. Abia după terminarea acestui proces de pre-

* Ing. Dumitru Manea lucrează în cadrul Laboratorului de surse și tehnologii noi din ICEMENERG.

standardizare prin norme interne se va putea trece la elaborarea unor norme pe plan mondial.

Pornind de la aceste considerente și de la ideea refolosirii generatorului electric de 330 MW, s-a analizat posibilitatea folosirii unor subansamble și părți constructive ale turbinei românești F1C—330, fabricată la IMGB, în construcția unei turbine cu abur saturat pentru o CNE echipată cu un reactor nuclear de tip PWR.

Prezentarea turbinei F1C—330

Turbina F1C—330 este o turbină cu reacțiune redusă, pe o linie de arbori cu 4 corpuri :

— un corp de înaltă presiune (CIP) cu 11 trepte ;

— un corp de medie presiune (CMP) cu 13 trepte ;

— două corpuri de joasă presiune (CJP) în dublu flux cu cîte 5 trepte pe flux.

O secțiune longitudinală prin turbină este prezentată în fig. 1.

Parametrii aburului sînt :

— abur viu : 186 ata, 535°C ;
— ieșire CIP : 49,6 ata, 344°C ;
— intrare CMP : 44,6 ata, 535°C ;
— ieșire CMP : 4,7 ata, 238°C ;
— ieșire CJP : 0,038 ata, titlul $x = 0,9$.

Turbina are șapte prize de preîncălzire regenerativă cu parametrii prezentați în tabelul 1.

Tabelul 1

Parametrii prizelor de preîncălzire regenerativă la turbina F1C—330

Priza	Amplasare	p [ata]	D [tf/h]	i [kcal/kgf]
7	ieșire CIP	49,8	62,674	729,80
6	după treapta 3 CMP	31,5	50,358	817,62
5	după treapta 7 CMP	19,0	43,512	782,60
4	după treapta 11 CMP	8,85	36,210	735,37
3	ieșire CMP	4,7	57,563	701,80
2	după treapta 2 CJP	1,275	46,962	647,80
1	după treapta 4 CJP	0,305	40,231	602,00

Debitele de abur sînt următoarele :

— abur viu : 980 tf/h ;
— ieșire CIP : 978 tf/h ;
— intrare CMP : 935,7 tf/h ;
— ieșire CJP : 599 tf/h.

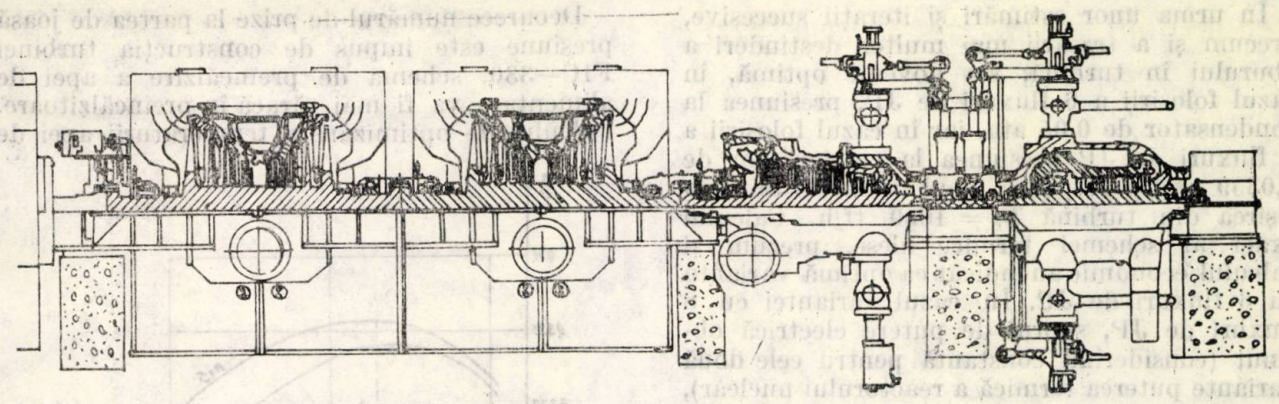


Fig. 1. Secțiune longitudinală prin turbina F1C—330.

Turbina are patru conducte de intrare și eșapare în racord unic. Puterea maximă continuă este de 330 MW, cea economică de 315 MW, iar la suprasarcină 345 MW. Rotoarele sînt forjate monobloc, iar statoarele au carcase duble. Sistemul de rezemare și cuplare cuprinde în total cinci lagăre pentru turbină și două pentru generatorul electric, lagărul axial între CIP și CMP fiind de tip cu segmenți autoorientabili.

Turbina F1C—330 are o lungime totală de 20,4 m și o greutate de 485 t.

Elemente ce pot fi folosite de la F1C—330 ținînd seama de particularitățile turbinelor cu abur saturat din CNE

Datorită parametrilor coborîți ai aburului viu la intrarea în turbina pentru CNE, nu este necesară folosirea unui corp de înaltă presiune. La partea de medie presiune a turbinelor cu abur saturat din CNE apar probleme deosebite de separare a umidității aburului [4], [5], [6] precum și probleme specifice de coroziune-eroziune, fapt care atrage după sine imposibilitatea folosirii într-o CNE a corpului de medie presiune al turbinei F1C—330. Acest lucru este impus și de dimensiunile și numărul de trepte diferit al CMP ce va fi proiectat să funcționeze în CNE față de CMP al turbinei F1C—330. Se va studia însă posibilitatea refolosirii integrale a CJP, precum și a folosirii unor repere din CMP al turbinei F1C—330.

Deoarece împingerile axiale trebuie să se anuleze, numărul de fluxuri de joasă presiune la turbina ce urmează a lucra în CNE va trebui să fie par. Menținerea numărului de patru fluxuri de joasă presiune cît are turbina F1C—330 nu este posibilă datorită debitelor mai mari de abur la CNE față de CTE pentru obținerea aceleiași puteri pe grup. De aceea s-a studiat posibilitatea folosirii a șase și opt fluxuri de joasă presiune, soluția optimă urmînd a fi aleasă pe baza unui calcul tehnico-economic. Crescînd numărul de CJP, deci greutatea totală a grupului turbo-generator, nu se va mai putea folosi soluția fără grindă de susținere la mijlocul CJP și nici un singur condensator ca în cazul turbinei F1C—330.

Propunere de turbină pentru CNE

Calculele au arătat că în cazul în care s-ar păstra aceeași presiune la condensator, datorită debitului limitat la ieșire, turbina ar da, cu șase fluxuri de joasă presiune, o putere maximă de 262,5 MW , ceea ce ar duce la folosirea nerațională a generatorului electric, construirea unui nou generator electric pentru această putere nefiind rentabilă.

În aceleași condiții ale păstrării presiunii la condensator, turbina ar da, cu opt fluxuri de joasă presiune, o putere de 369 MW , deci nici în acest caz nu ar fi posibilă refolosirea generatorului electric existent.

Obținerea unei puteri de 330 MW impune deci mărirea debitului gravimetric (dar păstrarea celui volumic), fapt care duce la creșterea presiunii la condensator în cazul folosirii a șase fluxuri de joasă presiune și la scăderea acestuia în cazul folosirii a opt fluxuri de joasă presiune. Pentru obținerea noului regim de presiune se aplică relația lui Stodola [3]:

$$\frac{D}{D'} = \frac{p_0^2 - p_c^2}{p_0'^2 - p_c'^2} \qquad (1)$$

în care

D este debitul de abur la condensator în regimul inițial de presiuni, p_0, p_c ;

D' — debitul de abur la condensator în noul regim de presiuni, p_0', p_c'.

Noua presiune la condensator în cazul turbinei pentru CNE va fi astfel aleasă încît debitul volumetric la ieșirea din CJP să fie același ca în cazul turbinei F1C—330. Acest lucru este necesar pentru obținerea aceleiași viteze de ieșire în secțiunea finală a turbinei pentru a nu mări pierderile de energie reziduală.

În urma unor estimări și iterații succesive, precum și a trasării mai multor destinderi a aburului în turbină, s-a dovedit optimă, în cazul folosirii a 6 fluxuri de JP, presiunea la condensator de 0,05 ata, iar în cazul folosirii a 8 fluxuri de JP presiunea la condensator de 0,0359 ata și respectiv noul debit de abur la ieșirea din turbină $D'_c = 1060$ tf/h. Calculul exact al schemei termice alese, precum și calculul economic au indicat ca optimă varianta cu 6 fluxuri de JP. În cazul variantei cu 8 fluxuri de JP, sporul de putere electrică obținut (considerînd constantă pentru cele două variante puterea termică a reactorului nuclear), de circa 3 MW_e pe grup, nu justifică investiția suplimentară făcută în centrală. Soluția cu 8 fluxuri de JP duce totodată la dilatări mai mari și atingeri periculoase stator-rotor, cu toate dezavantajele funcționale ce rezultă din aceasta. Această soluție ar putea fi folosită în cazul amplasării centralei la o sursă mare de apă de răcire, care să asigure răcirea în circuit deschis a centralei. Întrucît soluția optimă în cazul de față este cea cu 6 fluxuri de JP, sînt prezentate în continuare rezultatele obținute din calculul acestei variante.

Aplicînd relația (1), se determină noua presiune de intrare în CJP :

$$p'_0 = 5{,}9 \text{ ata.}$$

Presiunea de intrare în CMP al turbinei propuse s-a considerat 50,4 ata, deci presiunea p' obținută se încadrează în zona de optim pentru turbinele cu abur saturat din CNE :

$$p'_0 = (0{,}1 - 0{,}16)\ p_{intrare},$$

zonă în care procesul de separare a umidității în separatorul mecanic este cel mai bun [5], [6], [7].

La CJP al turbinei propuse poziția prizelor pentru preîncălzirea regenerativă a apei de alimentare este impusă de construcția CJP al turbinei F1C—330 și de noul regim de presiune la intrarea și ieșirea din CJP. Cu ajutorul relației (1) se obțin noile valori ale presiunilor la prizele CJP ale turbinei propuse, valori prezentate comparativ cu cele ale turbinei F1C—330 în tabelul 2.

Tabelul 2

Noile valori ale presiunilor la prizele CJP ale turbinei propuse

Presiunea [ata]	F1C—330	Turbina propusă
P_{pI}	1,275	1,60
P_{pII}	0,305	0,380

Deoarece numărul de prize la partea de joasă presiune este impus de construcția turbinei F1C—330, schema de preîncălzire a apei de alimentare va fi mai săracă în preîncălzitoare. Calculul de optimizare a temperaturii apei de

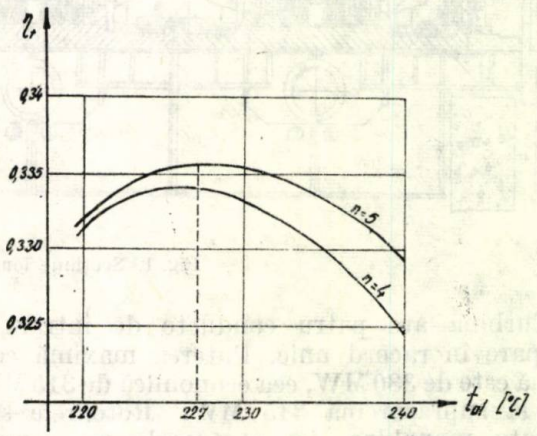


Fig. 2. Variația randamentului termic cu numarul de trepte de preîncălzire regenerativă în funcție de temperatura apei de alimentare.

alimentare a fost făcut în două variante : cu 4 și cu 5 trepte de preîncălzire pentru $t_{al} = 220$; 230 ; 240°C [8], [9]. Varianta cu 6 trepte de preîncălzire regenerativă a fost exclusă de la început datorită împărțirii mult prea inegale a treptelor de preîncălzire regenerativă. În urma calculului tehnico-economic a rezultat ca optimă varianta cu 5 trepte de preîncălzire și $t_{al} = 227$°C (fig. 2).

A fost aleasă soluția cu supraîncălzire intermediară a aburului în două trepte, aceasta aducînd în cazul schemei de față un spor de 1% la randamentul termic. Schema termică de principiu astfel obținută este prezentată în figura 3.

Mărimile caracteristice ale sistemului de preîncălzire regenerativă sînt prezentate în tabelul 3.

Alte mărimi obținute din calculul schemei termice sînt :

— debitul specific la condensator : 3,212 kgf/kWh ;
— debitul unui generator de abur : 1960 tf/h ;
— randamentul CNE : 30,2 %.

Deoarece debitul la condensator este de aproximativ două ori mai mare decît în cazul turbinei F1C—330, se propune soluția cu două condensatoare, fiecare pe cîte trei fluxuri de joasă presiune. În acest caz, soluția constructivă a sălii mașinilor va fi cu stîlp de susținere la mijlocul celui de-al doilea CJP.

Calculele efectuate au arătat că dimensiunile condensatorului pentru turbina propusă sînt aproape identice cu cele ale condensatorului

turbinei F1C—330, deci acesta va putea fi integral refolosit.

La partea de joasă presiune preîncălzitoarele schemei propuse au debite de abur dublo cu mici modificări aceleași aparate de schimb de căldură la partea de joasă presiune, dar datorită debitelor de abur duble, acestea vor fi amplasate pe două linii în schema propusă.

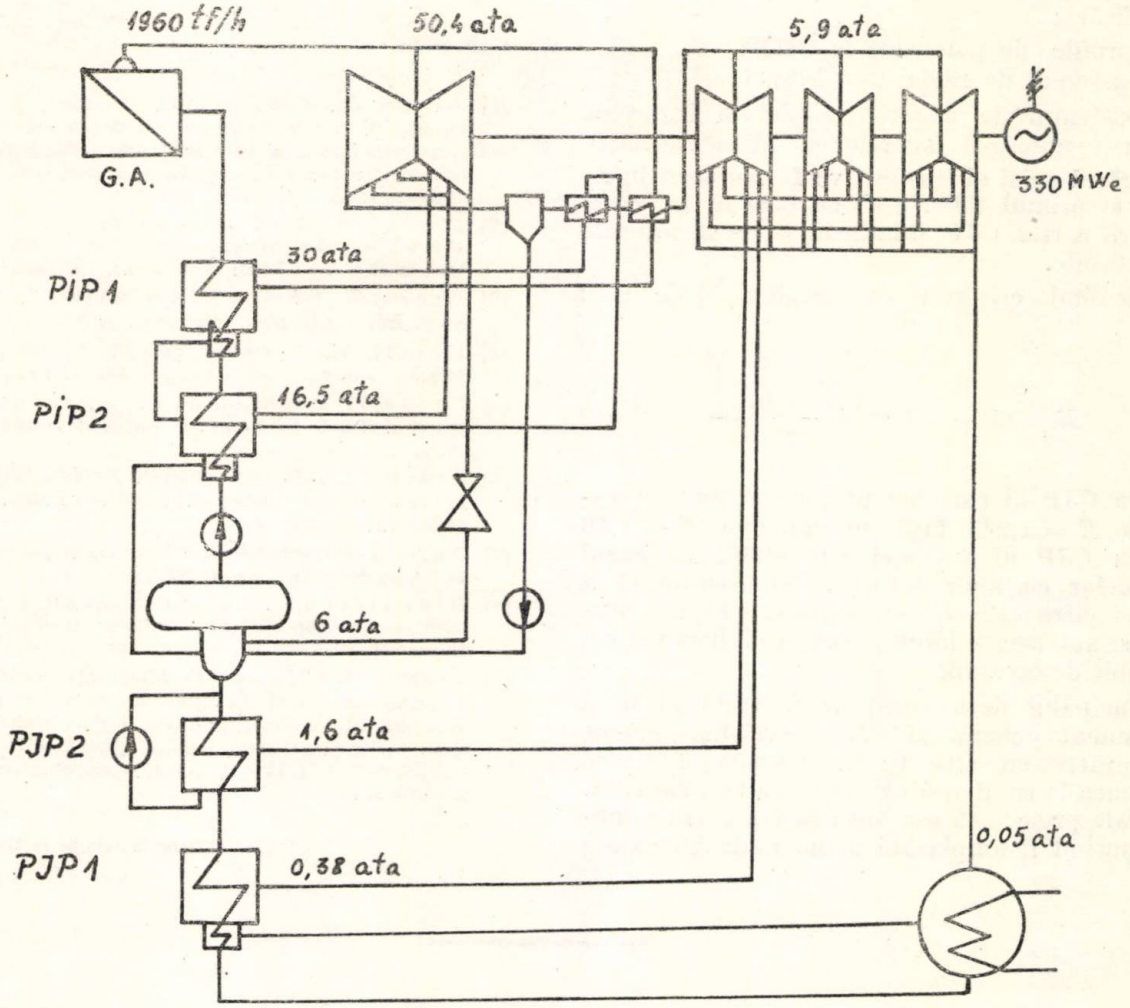


Fig. 3. Schema termică de principiu a unui grup folosind turbina și schema de preîncălzire regenerativă propusă.

Tabelul 3

Mărimile caracteristice ale sistemului de preîncălzire regenerativă

Treapta de preîncălzire regenerativă	p [ata]	D [tf/h]	i [kcal/kgf]
PIP I	30	150	651
PIP II	16,5	118,8	631
Degazor	6	133,5	599,5
PJP II	1,6	82,7	655
PJP I	0,38	76,4	608

față de preîncălzitoarele din schema clasică în care funcționează turbina F1C—330 și parametri foarte apropiați. Se vor putea deci folosi

Corpul de medie presiune al turbinei propuse va fi construit de asemenea în dublu flux. Datorită acestui fapt și numărului de trepte diferit, nu se va putea folosi carcasa CMP al turbinei F1C—330. Se pot însă folosi printr-o proiectare judicioasă profile de palete cu aceeași lege de răsucire, tăind lungimea paletelor la valoarea necesară și lăsînd capătul liber pentru paletele din zona de umiditate peste 5%.

Concluzii

După cum s-a arătat, în cazul turbinei de 330 MW ce urmează a fi proiectată pentru o CNE de tip PWR vor putea fi refolosite integral

— corpurile de joasă presiune ale turbinei F1C—330;
— condensatorul;

— preîncălzitoarele de joasă presiune;
— generatorul electric și partea electrică a centralei.

În afară de aceste subansamble principale vor mai putea fi folosite parțial și cu mici modificări;

— profile de palete de la CMP;
— sistemul de reglaj al turbinei;
— sistemul de ungere cu ulei al lagărelor (întrucît numărul lagărelor a rămas același).

Lagărul axial al turbinei va fi amplasat între CMP și primul CJP, ceea ce face ca în cazul folosirii a trei CJP dilatările să fie în limitele acceptabile.

Calculînd criteriul de eroziune [5], [7]:

$$E = (1 - x)^2 \cdot \frac{\left(D_A \cdot \frac{n}{3\,000}\right)^3}{p} \qquad (2)$$

pentru CJP al turbinei propuse se obține valoarea $E = 1{,}243$ față de valoarea $E - 1{,}49$ pentru CJP al turbinei F1C—330. În cazul turbinelor cu abur saturat, valoarea-limită a acestei cifre este $E = 3$, turbina propusă situîndu-se sub aceste limite, neexistînd deci pericol deosebit de eroziune.

Principalul dezavantaj ar fi acela al unui randament general al CNE ceva mai scăzut comparativ cu alte CNE. Aceasta deoarece presiunea la condensator este ceva mai ridicată. Centrala proiectată este însă de tip la consumator, putînd fi amplasată acolo unde nu există o sursă de răcire suficient de mare pentru a asigura răcirea în circuit deschis, și are avantajul folosirii unor echipamente proiectate și fabricate în țară, verificate deja în CTE clasice.

Bibliografie

[1] Alexe, Fl. și Manea, D. *Propunere de tipizare a rețelelor de profile pentru treptele de presiune cu reacțiune redusă ale turbinelor cu abur.* Prima sesiune națională de comunicări tehnico-științifice a tinerilor energeticieni, București, 25—27 iulie 19[illegible].

[2] Slăvescu, M. *Tendințe actuale în dezvoltarea construcției de turbine și cazane energetice.* Sinteză documentară în B.I.T. — Mașini termice, nr. 10, 1972.

[3] Grecu, T., Cârdu, M. și Nicolau, I. Turbine cu abur, Editura tehnică, București, 1976.

[4] Hossli, W. *Problèmes posés par la construction des turbines pour centrales nucléaires.* Material Brown Boveri.

[5] Cârdu, M. *Particularitățile turbinelor cu abur de mare putere destinate CNE.* În: Construcția de mașini, nr. 2, 1971.

[6] Alexe, Fl. *Influența umidității fluidului de lucru asupra randamentului intern al turbinelor cu abur.* În: Energetica, nr. 5, 1973.

[7] Bald, A. Besonderheiten grosser Nassdampfturbosätze. În: Mit. der UGE, nr. 4, 1973.

[8] Dinculescu, C. ș.a. *Analiza termodinamică a schemelor centralelor electrice.* Editura Academiei R.S.R., București, 1966.

[9] Alexe, Fl. și Manea, D. *Studii de optimizare tehnică a temperaturii apei de alimentare la ciclurile CNE cu abur saturat.* Sesiunea jubiliară a Facultății de energetică: „*Ridicarea economicității funcționării sistemului energetic*". Vol. II, IV—10, p. 243—246, București, 29—30 noiembrie 1975.

(Articol intrat în redacție la 29 martie 1977)

Metode rapide pentru calculul morilor cu ciocane și ventilator. Contribuții la determinarea capacității de uscare a cărbunilor

Ing. **L. Mihăescu,**
Ing. **T. Mihăescu***)

În lucrările publicate anterior [1], [9], [11] au fost prezentate metodele de calcul ale acestor tipuri de mori. Cercetările nu s-au oprit numai la determinarea caracteristicilor morilor în regim nominal (de proiectare), ci s-a mers și la studiul dinamicii acestor instalații [12]. Relațiile matematice obținute sînt însă laborioase.

Avîndu-se în vedere aceste greutăți, pentru verificările curente necesare în exploatarea instalațiilor de măcinare și pentru calcule de predimensionare în proiectare, s-a considerat util să se prezinte, sub o formă raționalizată și unitară, diverse metode grafo-analitice pentru calculul acestor tipuri de mori care echipează majoritatea cazanelor din centralele electrice din țara noastră.

Morile cu ciocane

Cercetătorii sovietici au reușit să reprezinte grafic, sub forma unor nomograme, ecuațiile debitului [2], [10], prezentate în continuare.

* Ing. Lucian Mihăescu este cadru didactic la Catedra de cazane și turbine, Institutul politehnic București; Teodor Mihăescu este inginer la Intreprinderea „Vulcan".

Debitul morii cu puț se calculează cu ajutorul relației:

$$B = \frac{0{,}3 \cdot 10^{-9} \cdot D_r^{2{,}65} \cdot n^{3{,}3} \cdot L_r \cdot m_{VTI} \cdot K_{u1} \cdot K_{u2} \cdot K_u \sqrt{1{,}43 \frac{N}{N^*} - 1}}{K_c \ln \frac{100}{R_{90}}} \left[\frac{t}{h}\right] \quad (1)$$

în care

D_r este diametrul rotorului, în m;

L_r — lungimea rotorului, în m;

n — turația rotorului, în rot/min;

m_{VTI} — coeficientul de măcinabilitate după metoda VTI;

K_u — coeficient ce caracterizează uzura ciocanelor. În calcule K_u se poate considera între $0{,}85 \div 0{,}9$;

K_c — coeficient ce caracterizează concasarea cărbunelui la intrarea în moară. K_c poate fi calculat cu relația [4]:

$$K_c = 1{,}67 - 0{,}104 \ln \frac{100}{R_5} \quad (2)$$

R_5 — restul pe sita cu ochiul de 5 mm;

N — puterea morii, N^* fiind puterea nominală ce poate fi determinată cu relația:

$$N^* = 1{,}25 \cdot 10^{-6} \cdot D_r^{3{,}4} \cdot n^{2{,}4} \cdot L_r \left(0{,}52 \frac{z}{z_0} + 0{,}48\right), \text{ [kW]} \quad (3)$$

z fiind numărul efectiv de ciocane de pe rotor, iar z_0 — numărul total de ciocane instalat pe rotor.

$$K_{u1} = \sqrt{\frac{K^2 - W_m^2}{K^2 - W_h^2}} \quad (4)$$

unde

K_{u1} este un coeficient de corecție care ține seama de influența umidității asupra coeficientului de măcinabilitate.

W_h — umiditatea higroscopică a cărbunelui;

K — constanta combustibilului, dată de relația:

$$K = 4 + 1{,}06 \cdot W_t^i. \quad (5)$$

W_m — umiditatea medie de masă:

$$W_m = \frac{W_m^* + 6W^p}{7}, \quad (6)$$

unde

$$W_m^* = \frac{W_t^i(100 - W^p) - 100(W_t^i - W^p)(a + b - ab)}{(100 - W^p) - (W_t^i - W^p)(a + b - ab)} \quad (7)$$

W_t^i fiind umiditatea cărbunelui la intrarea în moară, umiditate raportată la masa inițială, iar W^p este umiditatea prafului la ieșirea din moară;

$a = 0{,}4 - 0{,}6$ reprezintă cantitatea de umiditate evaporată în prima treaptă ($b = 1 - a$).

K_{u2} — coeficient ce caracterizează variația greutății specifice cu umiditatea

$$K_{u2} = \frac{100 - W_m}{100 - W_t^i} \quad (8)$$

Dacă moara cu puț are separator centrifugal, debitul măcinat se va calcula cu relația:

$$B = \frac{1{,}4 \cdot u^3 \cdot L_r \cdot m_{VTI} \cdot K_{u1} \cdot K_{u2} \cdot K_u \left(1{,}43 \frac{N}{N^*} - 1\right)^{0{,}75} \cdot K_z}{10^5 \cdot K_c \cdot \left(\ln \frac{100}{R_{90}}\right)^{0{,}6} \cdot \left(1 + \frac{1{,}5 \cdot D_r}{W_m^2}\right)} \left[\frac{t}{h}\right], \quad (9)$$

în care

W_m reprezintă viteza medie a agentului de lucru prin moară;

K_z — un coeficient ce caracterizează cantitatea de cărbune măcinată în funcție de numărul de ciocane. $K_z = f(z)$. Uzual se poate considera $K_z = 0{,}8 \div 0{,}9$.

Dacă moara este un separator inerțial, debitul măcinat se va determina cu relația:

$$B = \frac{1{,}5 \cdot u^3 \cdot L_r \cdot m_{VTI} \cdot K_{u1} \cdot K_{u2} \cdot K_u \left(1{,}43 \frac{N}{N^*} - 1\right)^{0{,}7} \cdot m_D^{0{,}25}}{10^6 \cdot K_c \left(\ln \frac{100}{R_{90}}\right)^{0{,}6} \left(1 + \frac{0{,}5\, D_r}{W_m^2}\right)} \left[\frac{t}{h}\right] \quad (10)$$

Coeficientul m_D este similar coeficientului K_z de la relația anterioară; u reprezintă viteza periferică a rotorului. Pentru morile moderne se vor alege următoarele valori [1]:

$u = 30 \div 50$ m/s pentru o turație $n = 860$ rot/min;

$u = 38 \div 65$ m/s pentru turația $n = 730$ rot/min.

Metoda de calcul expusă pentru determinarea debitului măcinat de o moară cu ciocane este laborioasă, ea fiind aplicabilă numai în calcule de proiectare. Pentru calcule estimative, sau pentru verificări curente, se poate lucra cu nomogramele expuse în figurile 1 și 2 [2], [15].

Aceste nomograme au la bază ecuațiile prezentate anterior. Nomograma din figura 1 este construită pentru mori cu caracteristicile pre-

zentate în tabelul 1, iar cea din figura 2 pentru mori cu un diametru al rotorului mai mare de 1500 mm.

de Căpeni, cărbuni cu care s-au făcut experimentările.

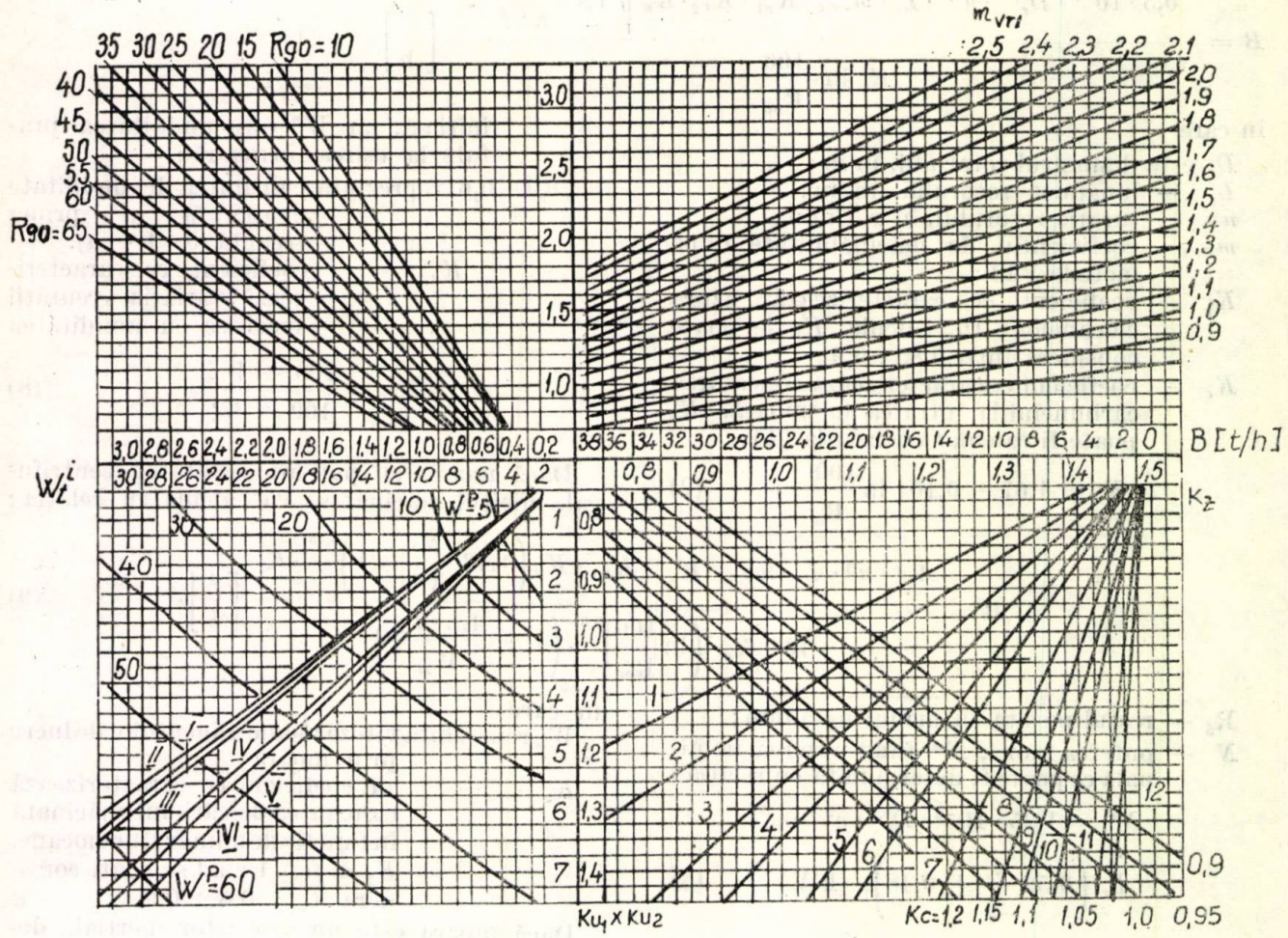


Fig. 1. Nomogramă de calcul pentru morile cu ciocane.

Tabelul 1

Nr. crt.	D_r (m)	L_r (m)	n rit/min)	Nr. crt.	D_r (m)	L_r (m)	n (rot/min)	Nr. crt.	D_r (m)	L_r (m)	n (rot/min)
1	1,5	3,23	735	7	1,3	1,31	735	13	2,6	3,36	590
2	1,5	2,51	735	8	1,3	0,95	735	14	2,6	2,25	590
3	1,5	1,91	735	9	1	0,958	980	15	2	2,59	730
4	1,5	1,67	735	10	1	0,71	980	16	2	2,2	735
5	1,5	2,03	735	11	1	0,47	980	17	2	2,59	590
6	1,5	1,19	735	12	1	0,35	980	18	1,66	2,03	735

Pentru estimări foarte rapide (cu un grad însă de precizie ceva mai scăzut) s-a plecat de la un tip de diagramă determinată de K. Schröder [3], obţinîndu-se nomograma din figura 3.

Nomograma permite determinarea energiei specifice de măcinare e, în kWh/t cărbune măcinat, şi este valabilă numai pentru ligniţii de Şotînga, Filipeştii de Pădure şi cărbune brun

Coeficientul de măcinabilitate este dat după metoda Hardgrove.

$$m_{\text{Hard}} = 70 \cdot m_{VTI} - 20. \qquad (11)$$

Debitul morii se va determina cu ajutorul relaţiei :

$$B = e \cdot N \ \text{[t/h]}, \qquad (12)$$

N fiind puterea necesară măcinării, în kW.

Pentru uşurinţa calculelor, nomograma a fost exprimată matematic, obţinîndu-se următoarea

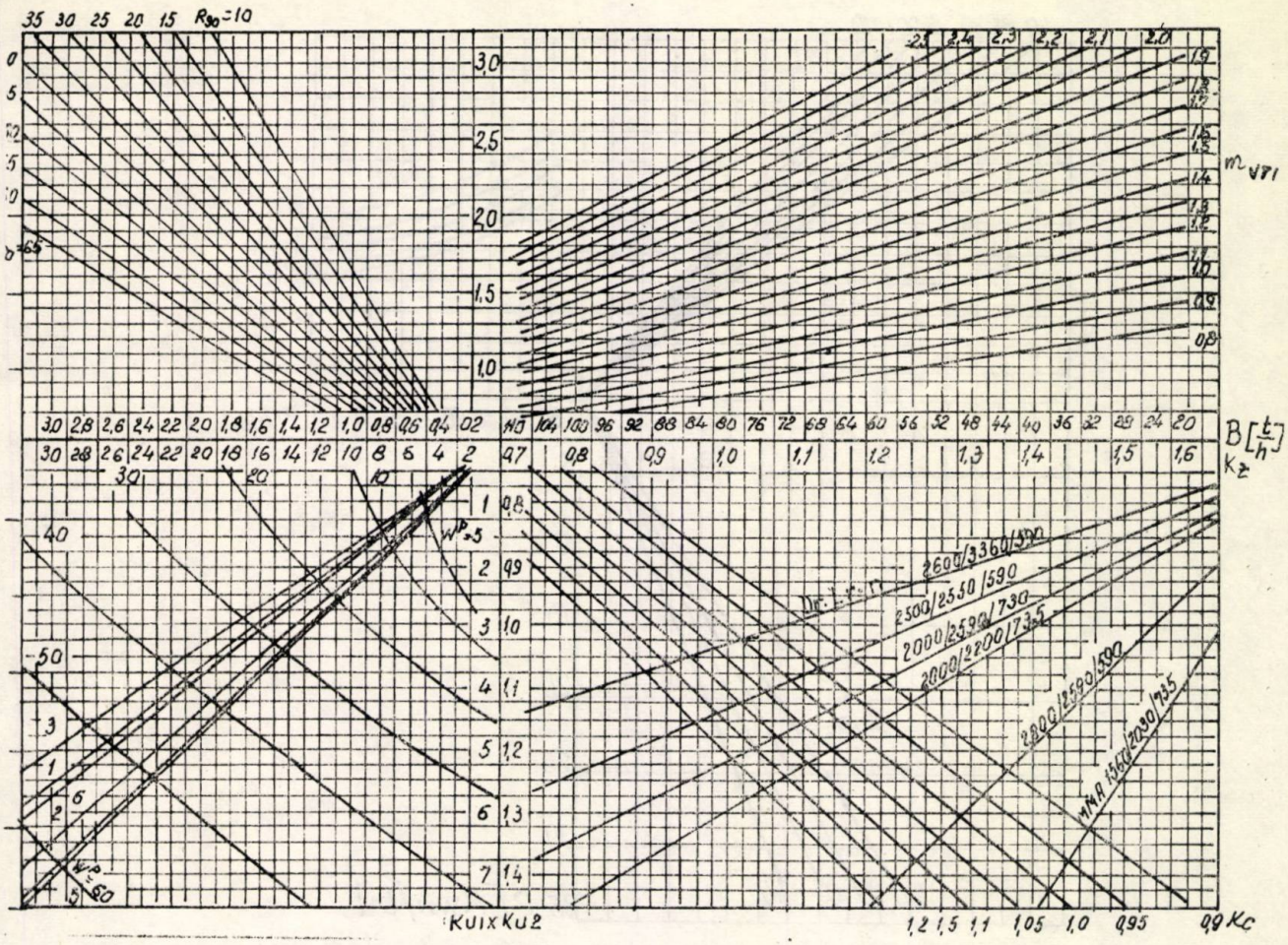


Fig. 2.

relaţie pentru determinarea energiei specifice de măcinare, e [2]:

$$e = 5{,}15 \cdot \frac{B_n}{B} \cdot \left[1 + \frac{W_t^i - W_m}{10}\right] \cdot (1{,}03)^{-m_{Hard}} \cdot \left(3{,}17 + \frac{20}{R_{90}}\right) \left[\frac{\text{kWh}}{\text{t}}\right], \quad (13)$$

B_n reprezintă debitul nominal al morii;

B — debitul pentru o anumită sarcină;

W_m — umiditatea medie şi are semnificaţia de la ecuaţia (6).

O altă caracteristică a morilor cu ciocane este suprapresiunea creată la măcinarea cărbunelui, mărime ce se poate calcula cu relaţia:

$$H = \frac{v_1^2 - v_2^2}{2g} \text{ [mm } H_2O\text{]}, \quad (14)$$

în care

v_1 este viteza periferică a marginii exterioare a ciocanelor;

v_2 — viteza periferică a marginii interioare a ciocanelor.

Se face menţiunea că efectul de autoventilaţie (suprapresiunea H) la moara cu ciocane este insuficient pentru transportul cărbunelui măcinat spre arzător, spre deosebire de moara ventilator. Figura 4 caută să ilustreze acest lucru, calculele fiind făcute pentru două mori de debit mijlociu [1].

Puterea consumată la autoventilaţie va fi:

$$N_v = \frac{Q \cdot H(1 + K\mu)}{367\,000 \cdot \eta_v} \text{ [kW]}, \quad (15)$$

în care

Q este debitul de fluid vehiculat prin moară, în m^3/h;

K — constantă ce caracterizează capacitatea de transport al cărbunelui; $K = 0{,}8 \div 0{,}9$.

μ — concentraţia gravimetrică a cărbunelui în fluidul de lucru, în kg/kg.

η_v — randamentul morii cu ciocane ca ventilator: $\eta_v = 0{,}6 \div 0{,}65$.

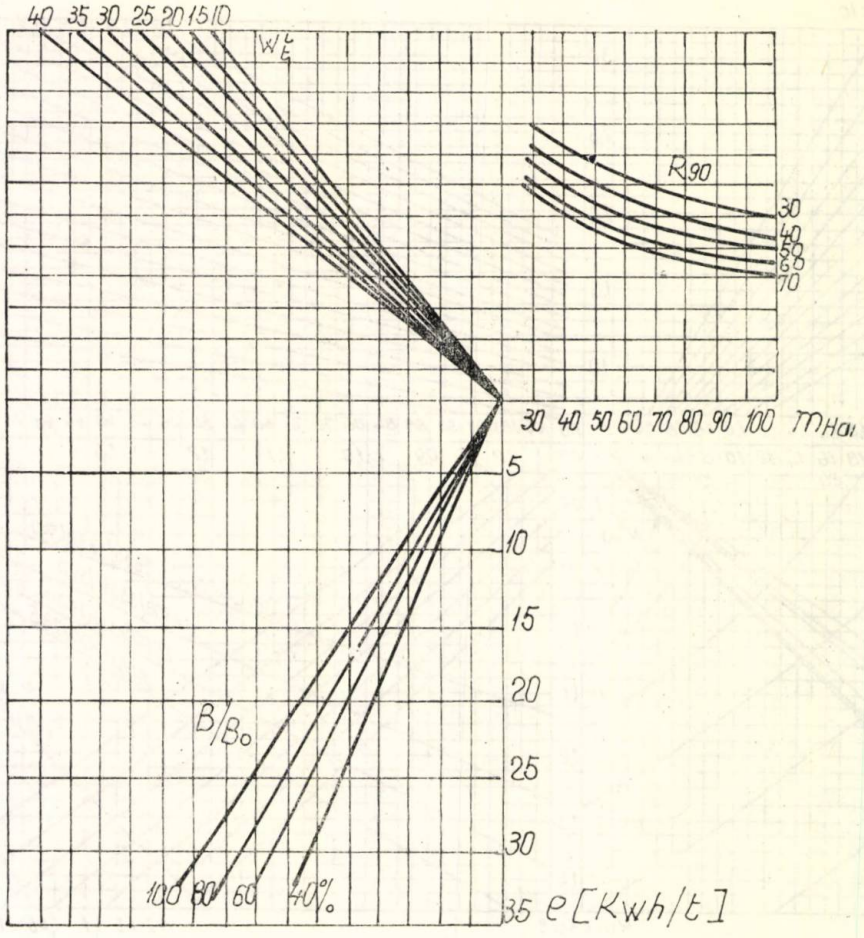


Fig. 3. Nomogramă pentru calculul rapid al morilor cu ciocane

În lucrarea [6], pentru calcularea debitului unei mori cu ciocane cu puț, se indică următoarea relație :

$$B = \frac{G_1}{1000\,g_1} = \frac{G_1[c_{au_1}t_1 + \alpha_a c_a t_a - (1-\alpha_a)c_{au_2}t_2]}{10^3\left[\frac{W_t^i - W^p}{100 - W^p}(595 + 0{,}45\,t_2 - t_c) + \frac{100 - W_t^i}{100}\left(c_c + \frac{W^p}{100 - W^p}\right)t_2 - t_c)\right]} \text{ [t/h]}, \quad (16)$$

în care

G_1 este debitul de agent de uscare, în kg/h ;

g_1 — debitul de cărbune ce revine la o unitate de uscare, în kg/kg ;

c_{au_1}, c_{au_2} — căldura specifică a agentului de uscare la intrarea în moară și respectiv la ieșirea din moară, în kcal/m³. °C ;

t_1,t_2 — temperatura agentului de uscare la intrarea, respectiv ieșirea din moară, în °C ;

c_a — căldura specifică a aerului fals ce pătrunde în instalația de măcinare în kcal/m³. °C ;

α_a — excesul de aer fals ;

t_a — temperatura aerului fals, în °C ;

c_c — căldura specifică a cărbunelui, în kcal/kg °C ;

t_c — temperatura cărbunelui la intrarea în moară, în °C ;

W^p — umiditatea cărbunelui la ieșirea din moară, %.

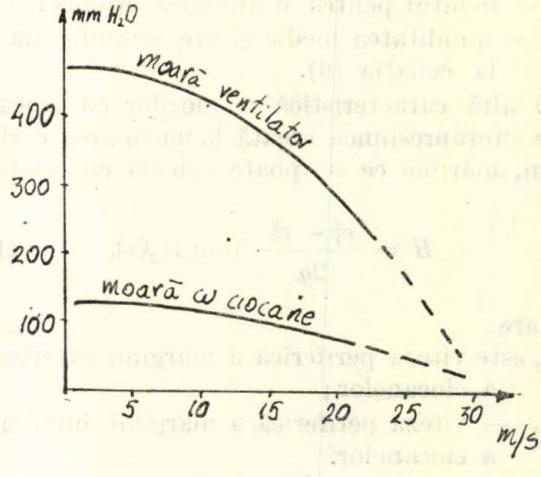


Fig. 4. Suprapresiunea realizată de moara cu ciocane în comparație cu moara-ventilator.

Ecuaţia prezintă avantajul calculului debitului numai în funcţie de mărimi măsurabile cantitativ pe partea agentului de uscare (se poate evita măsura debitului prin captarea cantităţii măcinate printr-un anumit procedeu, sau pentru regimuri statice de funcţionare, prin măsurarea cantităţii de cărbune ce intră în moară).

În figura 5 este prezentată, sub formă de calcul grafic, ecuaţia (16). Pentru calculul debitului măcinat B, va trebui întîi să se determine funcţia q (utilizarea cărbunelui în moară), folosindu-se diagrama din stînga.

$$q = q_{ev} + q_g - q_c, \tag{17}$$

în care

q_{ev} este căldura evacuată din moară datorită entalpiei vaporilor de apă din fluidul de lucru;

q_g — căldura evacuată din moară datorită entalpiei gazelor la ieşire din moară;

q_c — căldura acumulată de masa de cărbune.

Pentru calculul grafic, pe diagrama din stînga se va ţine seamă de variabilele ce intervin în compunerea fiecărei funcţii, după cum urmează

$$q_{ev} = f(\Delta W, W_l^i, W^p) \tag{18}$$

$$q_g = f(t_2) \tag{19}$$

$$q_c = f(t_2) \tag{20}$$

O problemă importantă o ridică şi numărul de mori ce trebuie să funcţioneze în paralel.

Diagrama din figura 6 permite determinarea debitului şi numărului de mori necesare la funcţionarea unui cazan. Diagrama este pentru morile rapide la măcinarea cărbunilor bruni sau a huilelor [5].

În calculele şi diagramele expuse s-a evidenţiat rolul inportant al umidităţii cărbunelui pentru capacitatea de încărcare a morilor. Acest capitol capătă un aspect important pentru ţara noastră, care este posesoarea unor cărbuni cu un procent de umiditate ridicat.

Pentru exemplificare, în figura 7 se prezintă rezultatele privind capacitatea de încărcare (M) a unei mori de 13 t/h de la CTE Doiceşti la funcţionarea cu cărbuni bruni, în funcţie de umiditatea medie.

Capacitatea de încărcare a morii (M) este exprimată în tone de cărbune măcinat pe unitatea de timp de referinţă şi pe unitatea de secţiune de rotor.

Experimentările efectuate pe aceeaşi moară arată legătura dintre variaţia temperaturii fluidului de lucru după separator şi umiditatea cărbunelui la intrarea în moară (W_l^i), conform reprezentărilor din figura 8, sau faţă de sarcina morii $\left(\frac{B}{B_m}\right)$ (fig. 9). Cărbunele utilizat a fost lignitul de Şotînga.

În funcţie de temperatura prafului de cărbune la ieşirea din separatorul morii (t_2) şi de dimensiunea maximă de particulă măcinată (caracterizată prin diametrul maxim d_{max}), în lu-

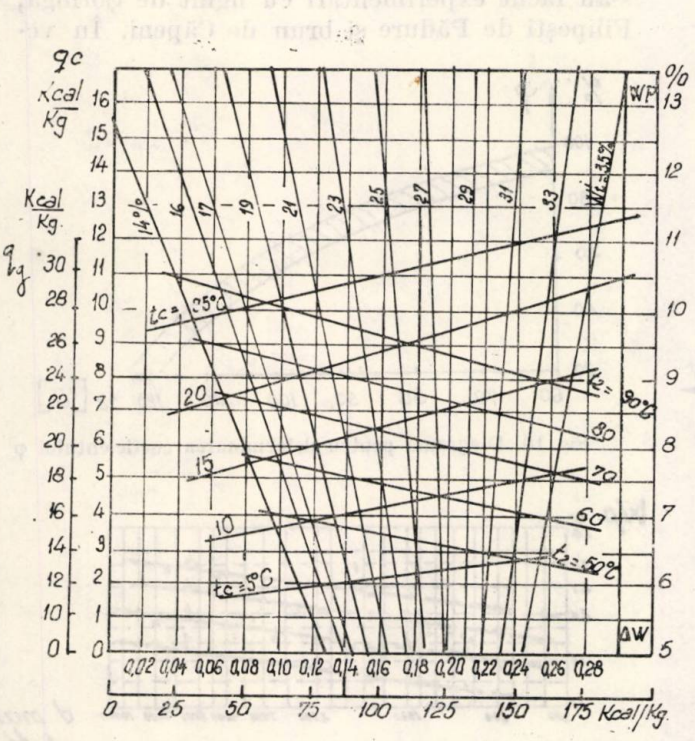


Fig. 5 a. Nomogramă pentru calculul căldurilor q_{ev}, q_g, q_c.

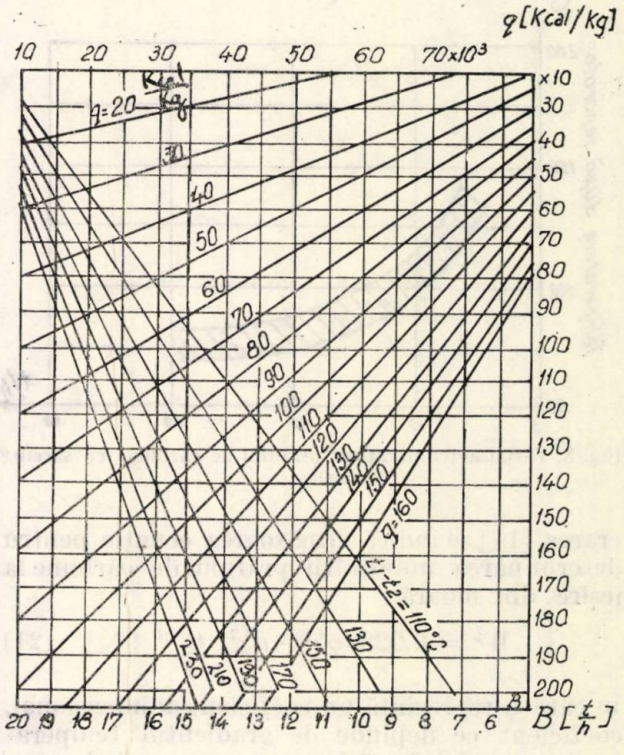


Fig. 5 b. Nomogramă pentru calculul debitului măcinat la morile cu ciocane.

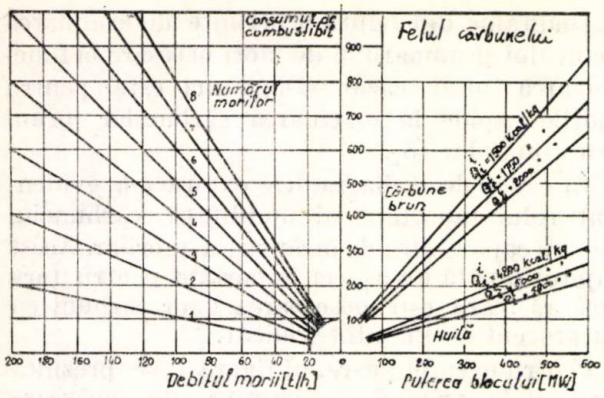


Fig. 6. Determinarea numărului de mori necesare unui cazan.

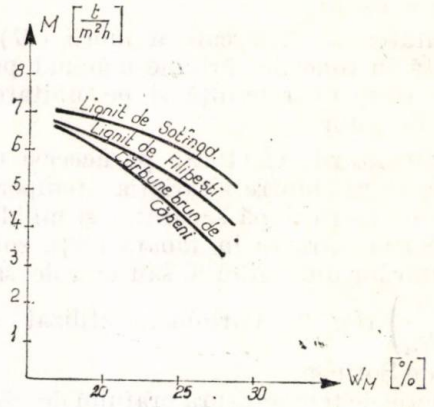


Fig. 7. Încărcarea morii în funcţie de umiditate.

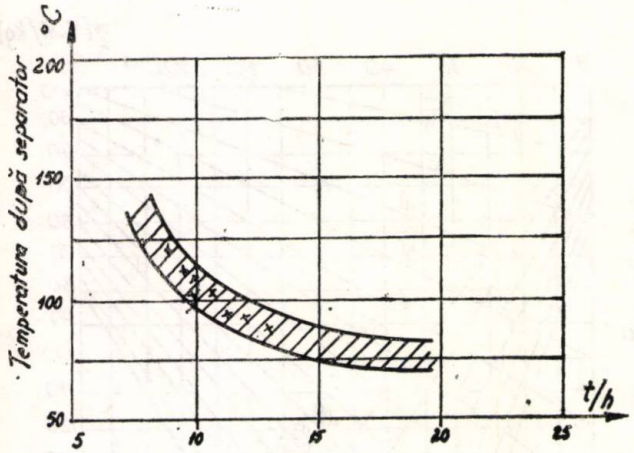


Fig. 8. Variaţia temperaturii prafului de cărbune cu sarcina morii.

crarea [14] se indică următoarea ecuaţie pentru determinarea umidităţii prafului de cărbune la ieşire din moară:

$$W^p = 0{,}228 \cdot \varphi^{0,89} \cdot d_{max}^{0,14} \cdot t_2^{-0,1} \ [\%] \quad (21)$$

în care φ reprezintă un coeficient adimensional, coeficient ce depinde de gradientul temperaturii particulei de cărbune pe parcursul drumului din moară şi separator.

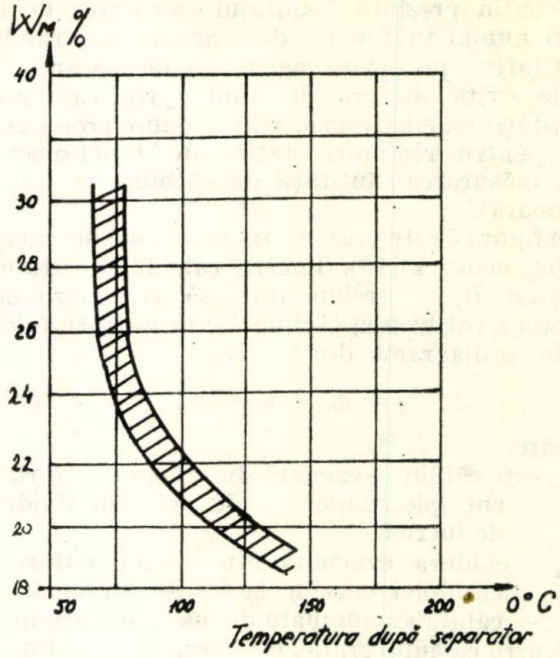


Fig. 9. Variaţia temperaturii prafului de cărbune cu umiditatea.

Conform [14], φ poate fi calculat din diagrama prezentată în figura 10, el fiind exprimat în procente.

Relaţia (21) poate fi însă calculată numai grafic, folosindu-se nomograma din figura 11 [14].

Pentru determinarea umidităţii W^p (conform relaţiei (21) pentru cărbunii din ţara noastră, s-au făcut experimentări cu lignit de Şotînga, Filipeşti de Pădure şi brun de Căpeni. În ve-

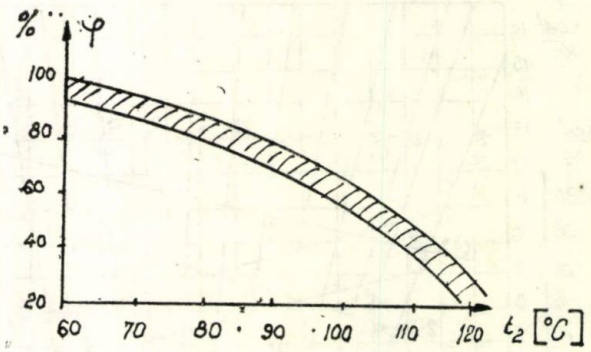


Fig. 10. Diagramă pentru determinarea coeficientului φ

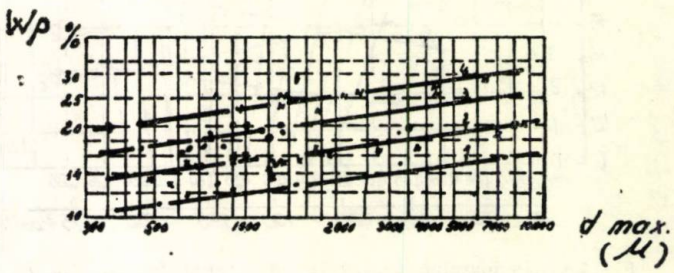


Fig. 11. Nomogramă de calcul a umidităţii la ieşirea din moară.

derea lărgirii gamei de aplicaţie a rezultatelor, pentru funcţia φ s-a considerat o dependenţă de următoarele variabile:

$$\varphi = f(t_2, z), \qquad (22)$$

z reprezentînd numărul de rînduri de ciocane străbătut de praful de cărbune.

Rezultatele sînt exprimate în figura 12 [2].

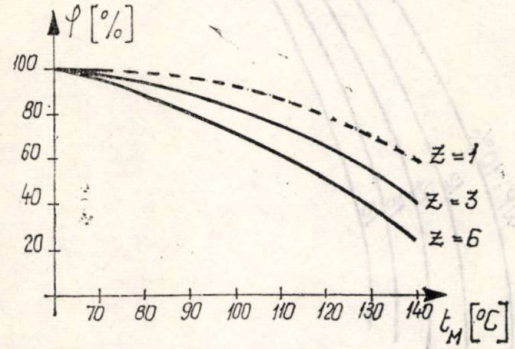


Fig. 12. Diagramă de calcul a coeficientului φ în funcţie de numărul de ciocane Z.

Conţinutul schimbat de umiditate, precum şi fineţea mai mare de măcinare, în cazul experienţelor de la CTE Doiceşti, faţă de cele efectuate în lucrarea [14], au condus la modificarea exponenţilor relaţiei, căpătîndu-se în final exprimarea:

$$W^p - 0{,}228 \cdot \varphi^{0{,}9} \cdot d_{max}^{0{,}11} \cdot t_2^{-0{,}1} \ [\%]; \qquad (23)$$

d_{max} se defineşte ca diametrul din curba granulometrică ce corespunde unui rest egal cu 0,1%.

Morile-ventilator

Pentru calcul se face precizarea că se vor folosi notaţiile prezentate la capitolul anterior.

Debitul morii se calculează cu ajutorul relaţiei [7], [8], [9], [10]:

$$B = f_m \cdot B_n, \qquad (24)$$

unde B_n este debitul morii pentru un coeficient de măcinabilitate standard, caracterizat prin $m_{VTI} = 1{,}15$, f_m fiind factorul de corecţie la trecerea de la coeficientul de măcinabilitate standard, la cel real.

Diagrama din figura 13 permite calculul factorului f_m [9], [10],

Debitul B_n se poate determina cu relaţia:

$$B_n = \frac{a_1 \cdot D_2 \cdot b \cdot K_1 \cdot m_{VTI} \cdot K_{u_1} \cdot K_{u_2}}{K_c \sqrt{\ln \frac{100}{R_{90}}}} \ [\text{t/h}], \qquad (25)$$

în care

a_1 este un coeficient ce depinde de viteza periferică a rotorului u_2.
Pentru $u_2 = 68 \div 72$ m/s $a_1 = 6{,}5 \div 7{,}5$,
iar pentru $u_2 = 79 \div 83$ m/s $a_1 = 9 \div 11$;

b — lăţimea paletelor rotorului, în m;

k_1 — un coeficient ce caracterizează uzura paletelor rotorului în timp. Ca valoare medie se poate lua $K_1 = 0{,}9$

$$K_{u_1} = \frac{K^2 - W_m^2}{K^2 - W_h^2}, \qquad (26)$$

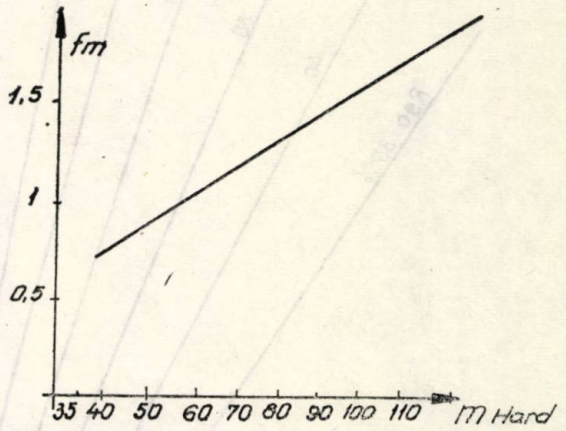


Fig. 13. Variaţia factorului f_m în funcţie de măcinabilitatea combustibilului.

unde k este constanta combustibilului ($k = 1 + 1{,}07\ W_i^i$), iar W_h este umiditatea higroscopică.

Umiditatea medie W_m se determină folosindu-se relaţiile (6) şi (7).

$$K_{u_2} = \frac{100 - W_m}{100 - W_m^*}. \qquad (27)$$

Coeficientul K_c poate fi determinat din figura 14.

Ecuaţia pentru determinarea debitului morii, din figura 15, este reprezentată sub forma unei

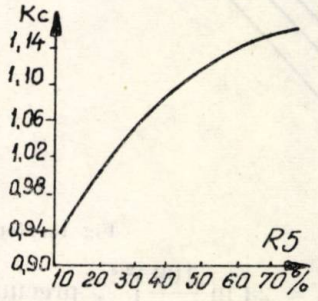


Fig. 14. Variaţia coeficientului de concasare K_c în funcţie de R_5.

nomograme de calcul. Pentru aceasta, relaţia (25) a fost scrisă sub forma:

$$B_n = \frac{a_1 \cdot D_2 \cdot b}{k_c} \cdot \frac{m_{VTI}}{\sqrt{\ln \frac{100}{R_{90}}}} \cdot K_{u_1} \cdot K_{u_2}. \qquad (28)$$

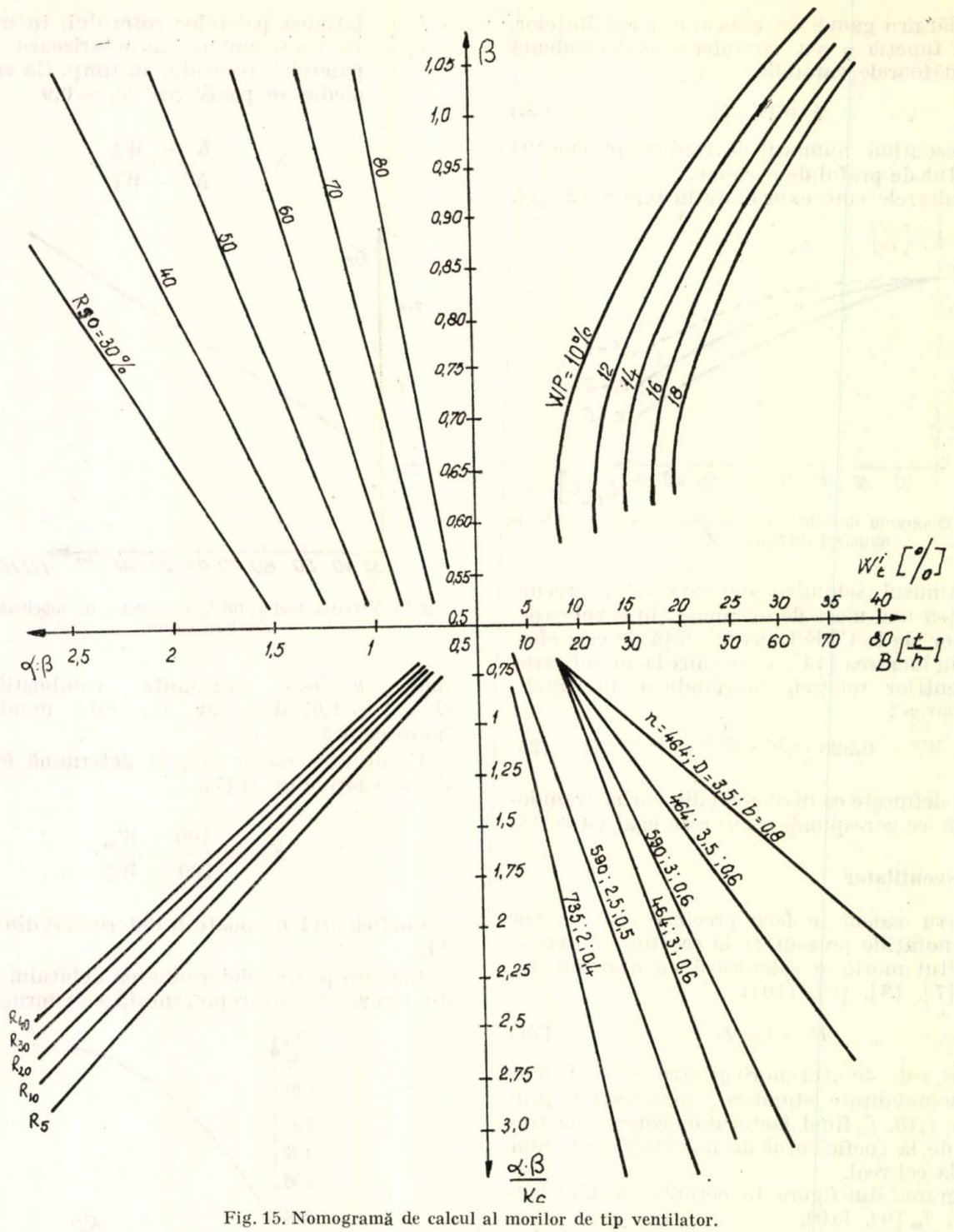


Fig. 15. Nomogramă de calcul al morilor de tip ventilator.

Cum $m_{VTI} = 2\left(\ln\frac{100}{R_{90}}\right)^{2/3}$, precum și datorită faptului că ambii coeficienți ce caracterizează umiditatea prafului de cărbune K_{u_1} și K_{u_2} depind de aceiași parametri [$K_{u_1} \cdot K_{u_2} = f(W_t^i, W^p, W_h)$], ecuația (28) a putut fi pusă sub forma:

$$B_n = \frac{a_1 \cdot D_2 \cdot b}{K_c} \cdot \alpha \cdot \beta \qquad (29)$$

Nomograma se calculează pornindu-se de la determinarea coeficientului β în funcție de W_t^i și W^p. Se trece apoi la calculul lui α și în funcție de valoarea lui R_5 și a caracteristicilor rotorului exprimate prin produsul $(a_1 \cdot D_2 \cdot b)$ se determină debitul morii.

$$\alpha = \frac{m_{VTI}}{\sqrt{\ln\frac{100}{R_{90}}}} = f(R_{90}) \qquad (30)$$

$$\beta = K_{u_1} \cdot K_{u_2} = f(W_t^i, W^p) \qquad (31)$$

Pentru morile ale căror caracteristici de rotor ($a_1 \cdot D_2 \cdot b$) nu sînt puse în nomogramă, calculul grafic se oprește la determinarea produsului $\frac{\alpha\beta}{K_c}$, urmînd a se înmulți apoi cu caracteristica ($a_1 \cdot D_2 \cdot b$).

Pentru debitul morilor la măcinarea huilei, în lucrarea [3] K. Schröder dă diagrama reprezentată în figura 16. Metoda este simplă, dar gradul de previziune este redus.

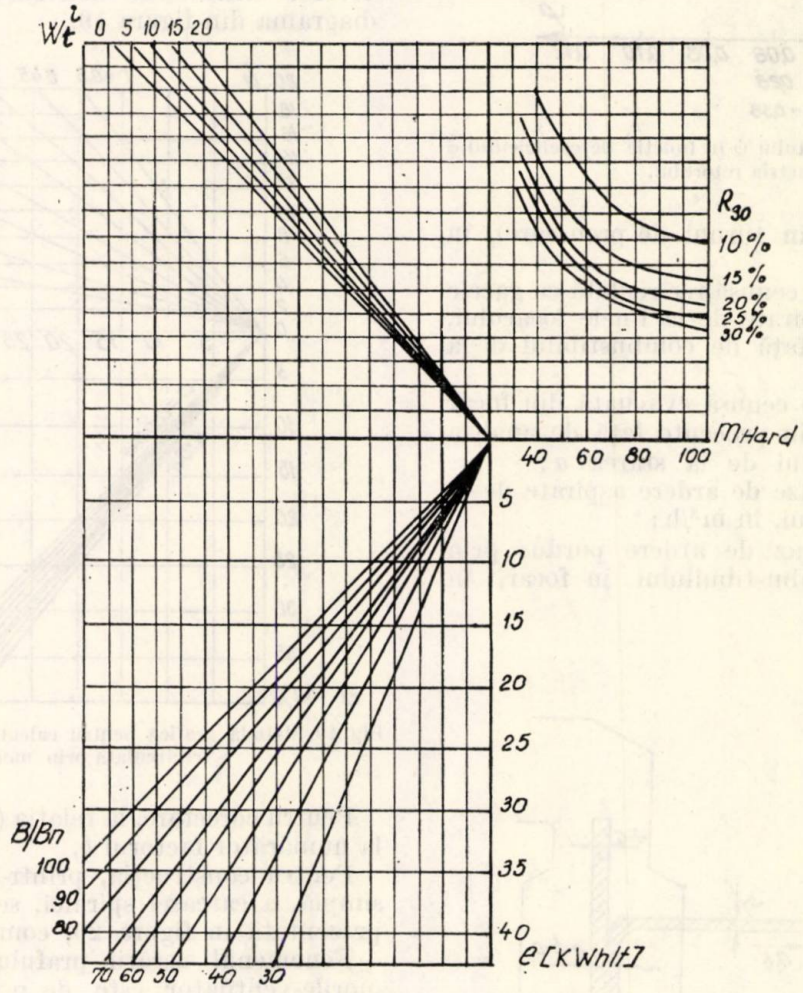


Fig. 16. Nomogramă pentru calculul morilor-ventilator la măcinarea huilei.

Puterea la arborele morii va fi [10]:

$$P = \frac{V_{au} \cdot H_{au}\left[1 - \frac{2{,}4\mu}{m_{VTI}}\left(\ln\frac{100}{R_{90}}\right)^{0{,}5}\right]}{102 \cdot \eta_v \cdot \eta_{ei}} \text{ [kW]}, \quad (32)$$

unde V_{au} este volumul de agent de uscare, ce poate fi determinat cu relația:

$$V_{au} = 2830 \cdot D_2^2 \cdot u_2 \cdot \varphi \text{ [m}^3\text{/h]}, \quad (33)$$

φ fiind coeficient de debit:

$$\varphi = \frac{V_{au}}{148\, D_2^3 \cdot n}; \quad (34)$$

iar n — turația morii, în rot/min.

Presiunea realizată de moară se determină cu relația:

$$H_t = \varphi_{au} \cdot u_2^2 \psi\left[1 - \frac{2{,}4\mu}{m_{VTI}}\left(\ln\frac{100}{R_{90}}\right)^{0{,}5}\right], \quad (35)$$

în cace

ψ este un factor numeric ce depinde de coeficientul de debit φ și de geometria rotorului (caracterizată prin raportul $\frac{b}{D_2}$), factor ce poate fi determinat din fig. 17.

μ — concentrația prafului de cărbune în fluidul de lucru.

$$\mu = \frac{10^3 B(100 - W_t^i)}{V_{au}(100 - W^p)} \text{ [kg/m}^3\text{]}, \quad (36)$$

Relația (36), pentru calculul concentrației fazei solide în fluidul de lucru, nu ține seama și de recircularea masei minerale, atunci cînd pentru uscare se folosesc gaze de ardere preluate de la finele focarului.

Schema din figura 18 ilustrează recirculaţia masei minerale. S-au folosit următoarele notaţii [15]:

a — cantitatea de cenuşă din combustibil, la starea de intrare în schema de măcinare

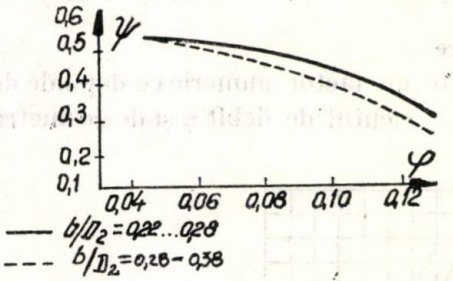


Fig. 17. Variaţia coeficientului ψ în funcţie de coeficientul φ şi de geometria rotorului.

(la intrarea în turnul de preuscare), în procente;

b — cantitatea de cenuşă recirculată cu gazele de ardere aspirate de la finele focarului, în procente faţă de combustibilul de la starea a;

c — cantitatea de cenuşă evacuată din focar prin pîlnie, în procente faţă de analiza combustibilului de la starea a;

Q_b — debitul de gaze de ardere aspirate de la finele focarului, în m^3/h;

Q — debitul de gaz de ardere pordus prin arderea combustibuilului în focar, în m^3/h.

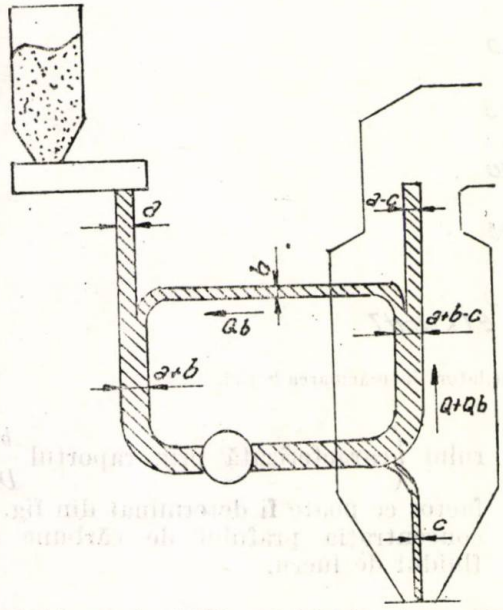


Fig. 18. Schema circulaţiei materiei minerale în schema de pregătire a prafului de cărbune în cazul folosirii şi a gazelor de ardere ca agent de uscare.

Gradul de recirculare va fi definit prin raportul:

$$r = \frac{Q_b}{Q + Q_b}. \quad (37)$$

Cantitatea de cenuşă b, care este recirculată prin schema de măcinare, va fi:

$$r = (a + b - c)\, r = \frac{a - c}{\frac{1}{r} - 1}. \quad (38)$$

Pentru calculul cantităţii de cenuşă recirculată prin moară, pentru diverşi combustibili şi diverse scheme de măcinare, se poate folosi diagrama din figura 19.

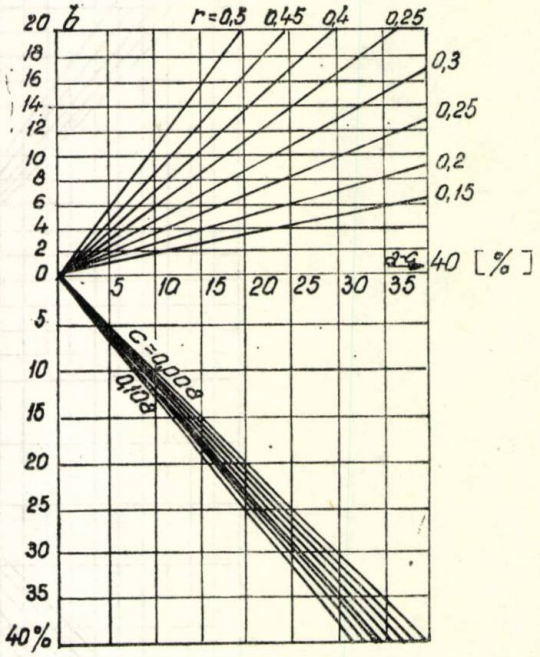


Fig. 19. Metodă grafică pentru calculul cantităţii de cenuşă recirculată prin moară.

Pentru corectare, la relaţia (36) se va adăuga la numărător factorul b.

Pentru construcţia, printr-o metodă grafică simplă, a carcasei spiralei, se propune metoda prezentată în figura 20, comform lucrării [4].

Fenomenul uscării prafului de cărbune în morile-ventilator este de o importanţă vitală pentru realizarea unei bune funcţionări, atît pentru posibilitatea de încărcare a morii şi a evitării înfundării, cît şi pentru asigurarea unei aprinderi optime a prafului de cărbune.

Datorită conţinutului mare de umiditate al ligniţilor din ţara noastră, precum şi timpului foarte redus de staţionare a cărbunelui în moara-ventilator, pentru asigurarea unei deshidratări corespunzătoare, la noi în ţară se foloseşte varianta amplasării unui turn de preuscare în faţa morii-ventilator.

Ecuaţiile uscării prafului de cărbune pornesc de la ecuaţiile fluxului de umiditate ce se stabileşte la încălzirea unei particule:

$$J = Ju + J\theta = -D\rho(\nabla u - \varkappa\nabla\theta), \quad (39)$$

în care

D reprezintă coeficientul de difuzie a umidității prin porii cărbunelui;

ρ — densitatea fluidului cald,

θ — temperatura;

$\varkappa$ — coeficientul de termodifuzie (∇ = operatorul Nabla).

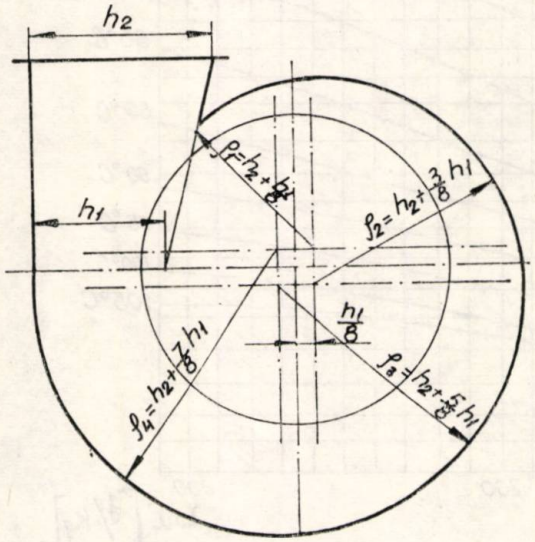


Fig. 20. Metodă grafică de determinare a dimensiunilor carcasei morii-ventilator.

Temperatura agentului de uscare, pentru cazul folosirii unui amestec de aer preîncălzit și de gaze preluate de la finele focarului, pentru o deshidratare caracterizată prin ΔW $\left(\Delta W = \frac{W_t^i - W^p}{100 - W^p}\right)$, va fi [7]:

$$t_2 = \frac{c_{au_1} \cdot g_{au_1} \cdot t_{au_1} - \Delta W(595 - t_{c_1}) + K_{af} \cdot g_{au_1} \cdot c_{af_1} \cdot t_{af_1} - \frac{q_c + q_5 - q_{mec}}{c_{au_1} \cdot g_{au_1}}}{0{,}45\Delta W - (1 + K_{af}) g_{au_1} \cdot c_{au_2}} \quad (40)$$

Față de notațiile din relațiile anterioare, s-au mai folosit:

c_{au}, c_{af} — căldura specifică a agentului de uscare, respectiv căldura specifică a aerului fals;

t_c, t_{au}, t_{af} — temperatura combustibilului, a agentului de uscare, respectiv a aerului fals;

g_{au_1} — cantitatea de agent de uscare raportată la un kg de combustibil intrat în schema de măcinare;

K_{af} — coeficient ce exprimă cota gravimetrică a aerului fals față de cantitatea de agent de uscare la intrarea în instalație;

q_c — cantitatea de căldură consumată pentru încălzirea combustibilului;

q_5 — cantitatea de căldură cedată mediului exterior;

q_{mec} — coeficient care exprimă cota de energie ce se transformă în căldură — pentru moara-ventilator și cu ciocane, $K_{mec} = 0{,}8$.

Indicele 1 se referă la intrarea în schema de măcinare, iar indicele 2 la ieșirea din schemă.

Conținutul de umiditate din agentul de uscare la ieșirea din moară va fi:

$$x_{au} = \frac{g_{au_1}[r_g x_g + (r_{ap} + K_{af}) x_a] + 100\,\Delta W}{g_{au_1}\left[1 + K_{af}\frac{r_g x_g + (r_{ap} + K_{af}}{1000}\right]} \left[\frac{g}{kg}\right], \quad (41)$$

în care

r_g este cantitatea de gaze de ardere prelevate din focar, %;

r_{ap} — cantitatea de aer preîncălzit folosit la uscare, %

x_a — umiditatea aerului, g/kg aer uscat;

x_g — umiditatea gazelor de ardere aspirate din focar, umiditate ce se poate determina cu relația:

$$x_g = \frac{10(9H^i + W_t^i) + \gamma_a^0 \cdot \alpha \cdot V_a^0 \cdot x_a}{1 + \gamma_a^0 \cdot \alpha \cdot V_a^0} \left[\frac{g}{kg}\right] \quad (42)$$

unde

H^i este conținutul de hidrogen din analiza elementară a combustibilului, %;

γ_a^0 — greutatea specifică a aerului umed, kg/Nm³;

V_a^0 — volumul teoretic de aer de ardere, Nm³/kg;

α — coeficientul de exces de aer la finele focarului.

Nomograma din figura 21 permite determinarea umidității relative φ (exprimată ca raport între volumul vaporilor de apă și volumul total al gazelor de ardere) a agentului de uscare la ieșirea din moară în funcție de umiditatea exprimată gravimetric (relația 41) și temperatura agentului de uscare [7].

Folosirea ecuațiilor (40)—(42) permite determinarea cantităților de căldură necesare pentru deshidratarea cărbunelui în turn și în moară și deci stabilirea dimensiunilor acestor utilaje.

Morile de tip MVC (mori cu ciocane și ventilator) realizează o mai bună uscare datorită mărimii timpului de contact dintre cărbune și agentul de uscare. Dacă nu s-ar ridica problema transportului pneumatic, pentru anumiți ligniți cu o umiditate mai redusă, amplasarea turnului de preuscare nici nu s-ar justifica. Cum însă lignitul are nevoie pentru ardere de o canti-

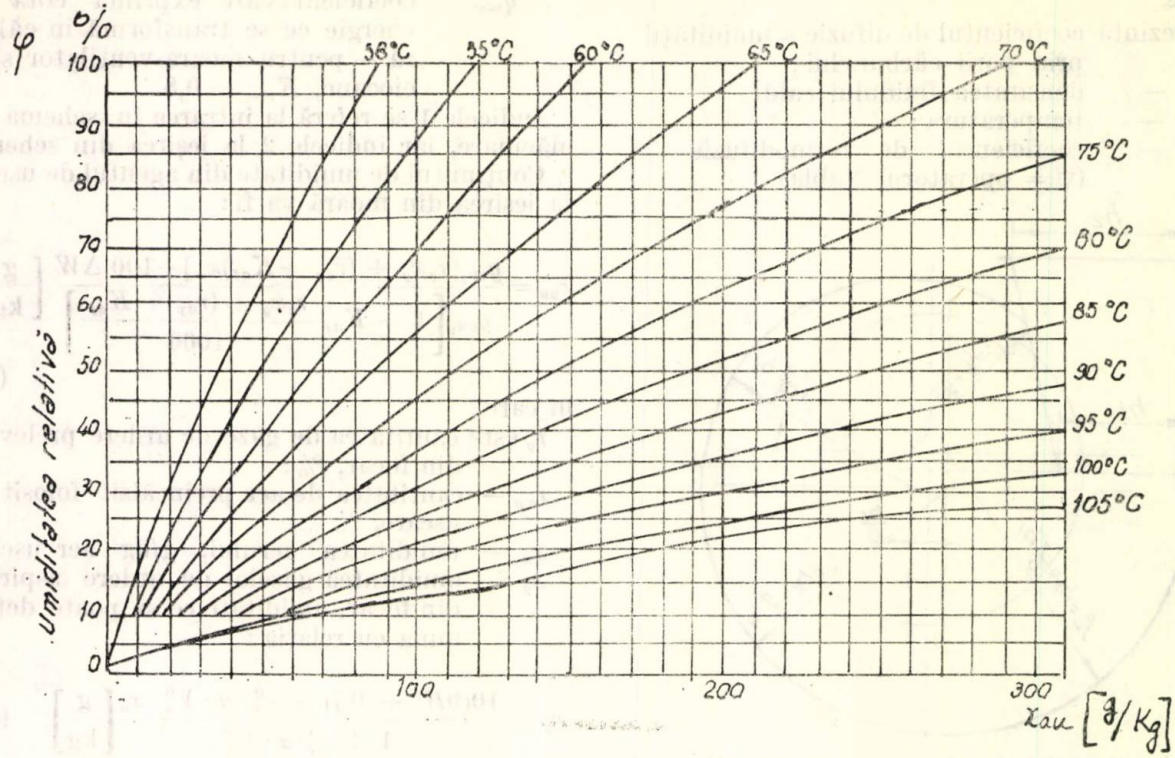


Fig. 21. Umiditatea relativă φ a agentului de uscare în funcție de umiditatea gravimetrică x_{au}.

tate redusă de aer, la uscarea numai cu aer ar rezulta un debit de transport pneumatic insuficient [14], [11], [13], 5.

Concluzii

Avîndu-se în vedere practica exploatării centralelor electrice funcționînd pe cărbune, s-au propus metode rapide și simple pentru determinarea capacității de măcinare a morilor.

Metodele pot fi folosite și în proiectare pentru predimensionare.

S-a acordat o atenție deosebită variației umidității cărbunelui, deoarece trecerea de la un anotimp la altul contribuie la mari fluctuații ale conținutului de apă din cărbune.

Metodele expuse mai apar utile în exploatarea instalațiilor de măcinare, avîndu-se în vedere și sosirea în centrale a unor cantități de cărbune diferite, atît ca conținut de balast, cît și ca coeficient de măcinabilitate.

Bibliografie

[1] Mihăescu, L., Casaș, B și Mihăescu, T. *Funcționarea morilor cu ciocane la măcinarea lignitilor. Aplicații asupra morilor de la CTE Doicești.* În : Energetica, 24. nr. 9, 1976.

[2] Mihăescu, L. ș.a. *Contribuții la studiul dinamicii uscării lignitului în mori cu ciocane.* Conferința energeticienilor, Brașov, 1976.

[3] Schroder, K. *Centrale termoelectice de putere mare*, vol. III, Editura tehnică, București, 1971.

[4] Cerney, V. *Măcinarea și uscarea cărbunilor*, Trad. Praga, 1969.

[5] Pănoiu, N. *Influența conținutului de cenușă a combustibililor solizi asupra construcției cazanelor de abur de debite mari.* În : Studii și cerc. energ. nr. 4, 1973.

[6] Reabțev, I. I. *Graficeskii metod opredeleniia pro izvoditelinosti șahtnîh melinit.* În : Teploenerghetika, nr. 8, 1962.

[7] Romadin, L. *Prepararea prafului de cărbune*, Editura energetică de stat, 1954.

[8] Volkovinski, V., Rodatis, F. K. și Heralmov, A.A. *Melniți ventilatorî.* Energhiia, Moscova,1971.

[9] Mihăescu, L. ș.a. *Studii privind măcinarea șistului bituminos în mori-ventilator.* În : Energetica 23, nr. 5—6, 1975.

[10] Pănoiu, N. *Asupra funcționării morilor-ventilator la măcinarea huilei.* În : Studii și cercetări de energetică și electrotehnică, nr. 3, 1973.

[11] Mihăescu, L. și Mihăescu, T. *Asupra funcționării morilor cu ciocane la măcinarea ligniților ; implicații asupra morilor D.G.S.* Al XIII-lea Simpozion al Consiliului Național Științific Studențesc, Brașov, 1976.

[12] Mihăescu, L. și Mihăescu, T. *Contribuții la studiul dinamicii morilor cu ciocane* (articol în curs de editare).

[13] Mihăescu, L. și Mihăescu, T. *Finețea de măcinare și dinamica morilor cu ciocane și de tip D.G.S.* Sesiunea de comunicări I.P.B., 1976.

[14] Luzin, P. M. *Vlianie vlajnosti no razmil nazarovskovo uglea, v molotkovoi melnițe.* În : Teploenerghetika, nr. 3, 1969.

(Articol intrat în redacție la 19 ianuarie 1977)

Prognoza consumului de energie electrică și putere de vîrf efectuată în zona unui IRE, utilizînd calculatorul FELIX—C—256

II

PRELUCRAREA ȘI PREZENTAREA REZULTATELOR PENTRU CONSUMUL DE ENERGIE ELECTRICĂ

șef lucr. ing. **St. Kilyeni**,
șef lucr. ing. **B. Lustrea**,
conf. dr. ing. **O. Crișan**,
șef lucr. ing. **A. Buta***)

1. Selectarea variantelor optime

Așa cum s-a amintit în partea I, pentru fiecare consum s-au obținut 12 variante de prognoză, utilizînd patru tipuri de curbe de trend (liniară, pătratică, cubică, exponențială) a cîte trei perioade trecute (8, 9 și 10 ani). Pentru fiecare dintre aceste variante s-au calculat și tipărit cinci indici de calitate, care permit aprecierea calitativă a curbelor de prognoză și alegerea variantei optime.

Cea mai importantă concluzie care s-a desprins din analiza rezultatelor obținute pentru numărul mare de cazuri și variante luate în considerare a fost necesitatea de a alege varianta optimă pe baza analizei comparative și simultane a mai multor indici de calitate și a altor factori caracteristici consumului. Decretarea unui anumit criteriu drept bază pentru alegerea variantei optime duce la rezultate eronate; în plus, unele criterii de selectare nici nu pot fi transpuse pe calculator. Revine deci specialistului sarcina de a interpreta rezultatele și de a decide care variantă este optimă, folosindu-se în acest scop de indicii de calitate calculați și de alte criterii ce-i stau la dispoziție.

S-a constatat că la alegerea variantei optime pentru prognoza consumului de energie sau putere de vîrf, trebuie să se aibă în vedere următoarele aspecte:

a) Variația în timp a consumului pentru perioada prognozată trebuie să fie în concordanță cu dinamica dezvoltării consumului în perioada trecută luată în considerare.

b) În cazul menținerii constante a structurii categoriilor de consumatori nu pot apărea tendințe constante de scădere a consumului la o anumită categorie de consumatori, decît în cazuri cu totul speciale. Matematic, acest lucru este posibil în anumite cazuri pentru curbele de tendințe pătratice și cubice; variantele respective trebuie deci excluse de la bun început.

c) Din cauza numărului destul de mic de ani ai perioadei trecute considerate, curbele de tendință cubice și exponențiale pot duce la variații exagerat de rapide ale consumului la anumite categorii de consumatori, ele fiind foarte sensibile. Variantele respective trebuie eliminate. În cazul variației pătratice, acest lucru apare foarte rar, iar la variația liniară nu apare deloc.

d) Valoarea raportului de corelație trebuie să fie cît mai apropiată de 1. În cazul unor diferențe mici între valorile rapoartelor de corelație, criteriul valorii raportului de corelație nu poate fi considerat ca un criteriu eliminatoriu sau decisiv.

e) Valoarea coeficientului de corelație trebuie să fie cît mai apropiată de 1. Aceasta trebuie să se ia în considerare numai după aplicarea criteriilor anterioare, el nefiind eliminatoriu.

f) Abaterea medie a ultimelor două puncte și media valorii absolute a abaterilor ultimelor două puncte trebuie să fie cît mai mici. Este bine ca ele să difere în valoare absolută, deoarece acest lucru reflectă faptul că curba de tendință trece printre punctele referitoare la ultimii doi ani. În caz contrar, curba trece deasupra sau pe sub cele două puncte, lucru care reflectă faptul că tendința ultimilor doi ani nu este respectată.

g) Dispersia ultimelor trei puncte trebuie să fie cît mai mică, pentru ca tendința ultimelor puncte să fie respectată de prognoză.

h) La aprecierea tipului optim de curbă de tendință pentru o anumită categorie de consumatori, trebuie ținut seama de faptul că micșorarea perioadei trecute considerate cu 1—2 ani nu trebuie să schimbe cu mult rezultatele prognozei. Cu cît prognoza este mai stabilă la variații mici ale lungimii perioadei trecute considerate, cu atît curba de tendință respectivă se potrivește mai bine.

Aceste criterii au stat la baza selectării variantelor optime, care se vor prezenta în continuare.

2. Rezultatele prognozei efectuată pentru consumul anual de energie electrică

2.1. *Prognoza consumului prin metoda directă analitică*

Așa cum s-a amintit în partea I a lucrării, pentru obținerea acestei prognoze s-a utilizat programul PRØGW. Conform acestei metode, s-a efectuat prognoza separată pe o perioadă de 20 de ani, a fiecărei categorii componente de consumator; prin însumarea valorilor consumurilor anuale de la variantele componente considerate drept optime, s-a obținut consumul total pentru fiecare din cei 20 de ani luați în considerare.

Analizîndu-se pentru fiecare categorie componentă de consum cele 12 variante obținute

* Autorii sînt cadre didactice la Institutul politehnic Timișoara, Catedra de electroenergetică.

Tabelul 1

Mărimile caracteristice pentru variantele selectate ca optime pentru curbele de prognoză ale componentelor de consum

Nr. crt.	Tipul consumatorului	Varianta selectată ca optimă		Raportul de corelație	Coeficientul de corelație	Abaterea medie a ultimelor două puncte, %	Media valorilor absolute a abaterilor ultimelor două puncte, %	Dispersia ultimelor trei puncte, %
		Perioada trecută, ani	Tipul de curbă de tendință					
1	Forță mari consumatori	8	liniară	0,99592	0,99593	−0,97137	1,1903	1,2077
2	Iluminat și utilizări casnice	9	pătratică	0,99845	0,52008	0,12489	0,56317	0,49876
3	Iluminat public	8	pătratică	0,9883	−0,23577	0,151391	0,65268	1,7494
4	Iluminat general	8	pătratică	0,99242	0,64186	1,2153	1,7257	1,9944
5	Utilizări forță agricultură	8	pătratică	0,99031	0,24724	1,508	3,9671	3,3838
6	Tracțiune electrică urbană	9	exponențială	1,0002	0,94505	−4,6032	4,6032	5,0683
7	Forță mici consumatori	8	pătratică	0,98416	0,59204	2,3756	2,5213	4,7706
8	Iluminat comercial	10	pătratică	0,99670	0,07367	−0,17621	3,6497	3,6457
9	Irigații	10	pătratică	0,93004	0,20871	0,15578	20,458	18,317

de la calculator și avînd în vedere considerentele prezentate la paragraful 1, s-au selectat drept variante optime cele prezentate în tabelul 1. În tabelul 1 se precizează și valorile indicilor de calitate obținuți pentru variantele optime.

În figura 1 se prezintă o fotocopie a datelor obținute de la calculator pentru varianta optimă la o categorie de consumator, iar în figura 2 o fotocopie a curbei corespunzătoare pentru trend (P), valorile maxime (A) și minime (I), considerînd o probabilitate de obținere a datelor respective de 95%.

2.2.. *Prognoza consumului total prin metoda directă globală*

Această prognoză s-a obținut tot cu programul PRØGW, utilizînd drept date de intrare consumurile anuale totale din perioadele trecute.

Caracteristicile variantei selectată drept optimă, din cele 12 variante obținute, sînt prezentate în tabelul 2.

Și aici s-au tipărit și reprezentat grafic rezultatele pentru toate variantele, inclusiv cea optimă, admițînd o probabilitate a datelor de 95%.

În tabelul 3 se prezintă comparativ rezultatele prognozelor obținute pentru consumul total cu variantele optime menționate, considerînd metoda directă analitică și metoda directă globală. Valorile consumurilor de la prognoza prin metoda directă globală, în fiecare an, s-au considerat egale cu 100%. Pentru ambele metode s-au comparat doar valorile mediane, de pe curba de trend.

Tabelul 2

Caracteristicile variantei selectate ca optimă pentru curba de prognoză a consumului total

Perioada trecută (ani)	8
Tipul de curbă	pătratică
Raportul de corelație	0,99970
Coeficientul de corelație	0,84190
Abaterea medie a ultimelor două puncte (%)	0,08806
Media valorilor absolute ale abaterii ultimelor două puncte (%)	0,12349
Dispersia ultimelor trei puncte (%)	0,12174

Analizînd tabelul 3, se constată că cele două metode au dat rezultate foarte apropiate; diferențele sînt de ordinul 1% în primii (5—7) ani, ajungînd la aproape 3 % după 19 ani. Aceasta constituie o garanție importantă a valabilității valorilor prognozate.

2.3. *Prognoza categoriilor componente de consum prin metoda ponderilor*

La această metodă s-a utilizat programul PRØGPØN.

Prognoza ponderilor s-a determinat pe baza datelor consumurilor componente și ale consumului total, în perioadele trecute. Introducîndu-se ca date inițiale valorile prognozate ale

COEFICIENTUL DE CORELATIE = .6416808

ANUL	VALOAREA REALA	VALOAREA MEDIE PROGNOZATA	VALOAREA MAXIMA PROGNOZATA	VALOAREA MINIMA PROGNOZATA
1964	3.7403002	3.8657322		
1965	4.1217003	4.0221796		
1966	4.4812002	4.2865829		
1967	4.6350002	4.6589480		
1968	4.9681003	5.1392660		
1969	5.5889997	5.7275438		
1970	6.6269999	6.4237785		
1971	7.1927004	7.2279711		
1972		8.1401224	8.6870871	7.5931575
1973		9.1602306	9.7075205	8.6129408
1974		10.2682957	10.8330383	9.7435532
1975		11.5243196	12.0684459	10.9831934
1976		12.8683014	13.4055920	12.3310108
1977		14.3202400	14.8536418	13.7866383
1978		15.8801365	16.4103394	15.3499413
1979		17.5479889	18.0760885	17.0208893
1980		19.3238068	19.8481293	18.7994843
1981		21.2075653	21.7293854	20.6857452
1982		23.1992950	23.7188721	22.6797180
1983		25.2989960	25.8165436	24.7814484
1984		27.5066376	28.0223389	26.9909369
1985		29.8222351	30.3362732	29.3081970
1986		32.2457886	32.7583160	31.7332611
1987		34.7772980	35.2884369	34.2661591
1988		37.4167756	37.9266610	36.9069061
1989		40.1641998	40.6729126	39.6558871
1990		43.0195923	43.5272369	42.5119476

COEFICIENTUL DE CORELATIE .641681

ABATEREA MEDIE PROCENTUALA A ULTIMELOR DOUA PUNCTE 1.21530 %

VALOAREA ABSOLUTA A ABATERII 1.72574 %

RAPORTUL DE CORELATIE .992418

DISPERSIA RAPORTATA A ULTIMELOR TREI PUNCTE 1.99444 %

PREZENTAREA GRAFICA A PROGNOZEI

Fig. 1

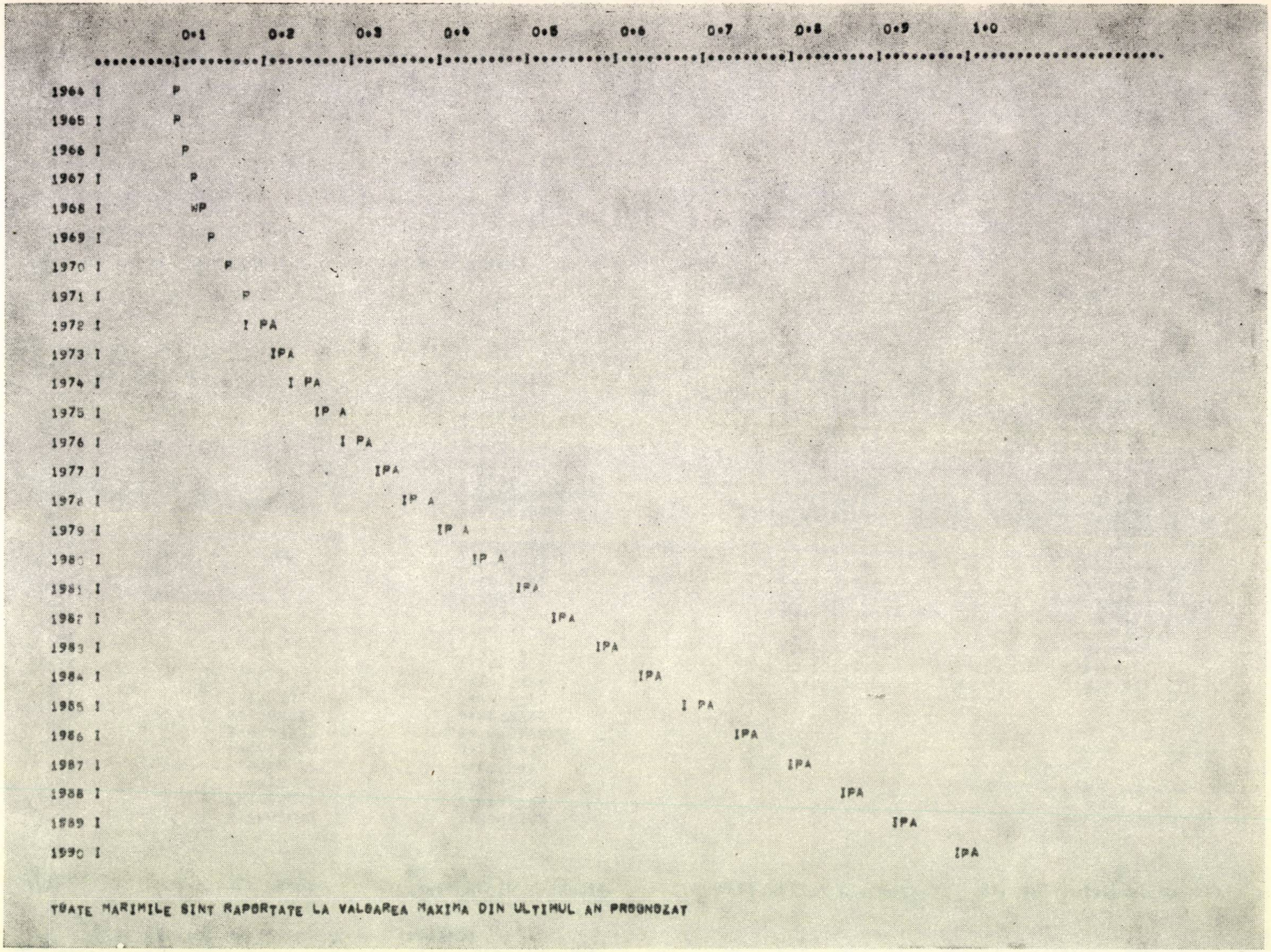

0·1 0·2 0·3 0·4 0·5 0·6 0·7 0·8 0·9 1·0
1964 I P
1965 I P
1966 I P
1967 I P
1968 I WP
1969 I P
1970 I P
1971 I P
1972 I I PA
1973 I IPA
1974 I I PA
1975 I IP A
1976 I I PA
1977 I IPA
1978 I IP A
1979 I IP A
1980 I IP A
1981 I IPA
1982 I IPA
1983 I IPA
1984 I IPA
1985 I I PA
1986 I IPA
1987 I IPA
1988 I IPA
1989 I IPA
1990 I IPA
TOATE MARIMILE SINT RAPORTATE LA VALOAREA MAXIMA DIN ULTIMUL AN PROGNOZAT

Fig. 2

Tabelul 3

Compararea valorilor medii prognozate obținute pentru consumul total prin metoda directă globală și metoda directă analitică

Anul	1972	1973	1974	1975	1976	1977	1978	1979	1980	1981
Metoda directă globală	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100
Metoda directă analitică	100,356	100,518	100,684	100,851	101,017	101,182	101,345	101,504	101,659	101,810

1982	1983	1984	1985	1986	1987	1988	1989	1990	Media
100	100	100	100	100	100	100	100	100	100
101,958	102,084	102,240	102,375	102,505	102,632	102,754	102,873	102,988	101,75442

consumului total, obținute prin metoda directă globală (par. 2.2), s-au obținut energiile prognozate pe categorii de consumator, utilizînd valorile prognozate ale ponderilor. Prognoza s-a extins pe o perioadă de 10 ani.

În tabelul 4 se prezintă caracteristicile variantelor selectate ca optime, pe baza considerentelor prezentate la par. 1.

Ca verificare, pentru toți anii, la variantele optime s-au însumat ponderile consumurilor componente; această sumă a obținut valoarea maximă în anul 1981, fiind egală cu 103,7%, în toți ceilalți ani ea fiind mult mai aproape de 100 %. Această constatare este în sprijinul valabilității rezultatelor.

De asemenea s-a considerat interesant să se confrunte valorile prognozate pentru consumurile componente obținute prin metoda directă analitică (par. 2.1) și cele obținute prin metoda ponderilor.

În tabelul 5 se prezintă valoarea relativă a consumului prognozat prin metoda ponderilor, pentru fiecare categorie de consumator și cei 10 ani considerați (variantele din tabelul 4), luînd drept bază (100%) valorile corespunzătoare ale consumurilor componente, determinate prin metoda directă (variantele din tabelul 1).

Analizînd valorile din tabelul 5, se constată că pentru trei componente de consum (compo-

Tabelul 4

Mărimile caracteristice pentru variantele selectate ca optime pentru curbele de prognoză ale consumului prin metoda ponderilor

Nr. crt.	Tipul consumatorului	Varianta selectată ca optimă		Raportul de corelație	Coeficientul de corelație	Abaterea medie a ulimelor două puncte, %	Media valorilor absolute ale abaterilor ultimelor două puncte, %	Dispersia ultimelor trei puncte, %
		Perioada trecută, ani	Tipul de curbă de tendință					
1	Forță mari consumatori	9	exponențială	0,86705	−0,89883	−0,14705	1,4643	1,2879
2	Iluminat și utilizări casnice	8	liniară	0,98629	0,98628	0,17870	0,80121	0,94752
3	Iluminat public	7	liniară	0,48026	−0,48023	1,1519	1,1519	2,7237
4	Iluminat general	7	cubică	0,94896	−0,11960	1,0731	2,6427	2,3852
5	Utilizări forță agricultură	8	pătratică	0,93283	−0,27378	1,9765	3,8233	3,6047
6	Tracțiune electrică urbană	7	pătratică	0,98911	0,41159	−0,75878	0,93705	3,612
7	Forță mici consumatori	9	pătratică	0,20088	0,08635	4,78	4,78	7,4593
8	Iluminat comercial	7	liniară	0,85033	0,85026	−1,3881	4,4956	5,1197
9	Irigații	8	pătratică	0,87502	0,08854	0,69865	19,944	18,79

Tabelul 5

Valoarea relativă (%) a consumurilor prognozate prin metoda ponderilor față de cele prognozate prin metoda directă

Consumatorul / Anul	Forță mari consumatori	Iluminat și utilizări casnice	Iluminat public	Iluminat general	Utilizări forță agricultură	Tracțiune electrică urbană	Forță mici consumatori	Iluminat comercial	Irigații
Nr. componentei	1	2	3	4	5	6	7	8	9
1972	98,905	101,322	99,550	103,890	99,533	93,568	92,725	104,715	99,563
1973	98,726	102,404	100,085	106,708	99,367	92,399	89,890	107,259	99,103
1974	98,545	103,622	100,750	109,347	99,208	92,045	87,592	110,024	98,823
1975	98,352	104,954	101,506	111,432	99,049	92,658	85,872	112,971	98,702
1976	98,140	106,380	102,329	112,618	98,885	94,378	84,697	116,071	98,712
1977	97,904	107,885	103,201	112,594	98,705	97,310	84,026	119,310	98,835
1978	97,689	109,459	104,105	111,076	98,503	101,546	83,814	122,662	99,055
1979	97,347	111,091	105,027	107,808	98,273	107,145	84,017	126,120	99,354
1980	97,023	112,774	105,959	102,553	98,010	114,164	84,594	129,660	99,713
1981	96,667	114,500	106,892	95,090	97,708	122,617	85,510	133,297	100,124
Diferența procentuală max. și anul în care ea se obține	−3,33 1981	+14,500 1981	+6,892 1981	+12,618 1977	−2,292 1981	+22,617 1981	−16,186 1978	+33,297 1981	−1,298 1975
Media	97,9298	107,4388	102,9404	107,3116	98,7241	100,7830	86,2727	118,2098	99,1984

nentele 1, 5 și 9), concordanța între cele două metode este excelentă, diferențele maxime fiind în jurul sau sub valoarea de 3%. Aceste trei componente însumate reprezintă în anul 1971 o pondere de 63,345% din consumul anual total.

Pentru una din componente (3), se obține o concordanță bună între cele două metode, diferența maximă între valori fiind de 6,892%, în ultimul an prognozat (1981). Acest consumator reprezenta în anul 1971 2,397% din consumul anual total.

Pentru trei componente (2, 4 și 7) concordanța între cele două metode este satisfăcătoare, diferențele maxime atingîndu-se între sfîrșitul perioadei considerate și sînt în jur de 15%. Cele trei consumuri reprezentau în anul 1971 o pondere de 30,936 % din consumul anual total.

Pentru componentele 6 și 8, concordanța este necorespunzătoare, diferențele maxime obținîndu-se în anul 1981, cu valori de peste 20%. Acești doi consumatori reprezentau în anul 1971 o pondere de 3,320% din consumul anual total.

Rezultă deci că pentru aproximativ 66 % din consum concordanța dintre cele două metode a rezultat foarte bună. Chiar și pentru celelalte categorii de consumatori, în primii 2 — 3 ani diferențele sînt acceptabile.

Avînd în vedere faptul că activitatea de prognoză cere reluarea calculelor la intervale de 2 — 3 ani, se apreciază că în ansamblu concordanța între cele două variante de determinare a prognozei consumurilor componente este bună. De asemenea se apreciază că analiza comparativă a valorilor prognozate, prin cele două metode, este deosebit de utilă pentru aprecierea certitudinii valorilor și alegerea variantelor optime.

Avînd în vedere că între cele două metode a rezultat o concordanță satisfăcătoare și deoarece valorile de consum obținute prin intermediul ponderilor au necesitat trecerea prin două etape de prognoză (prognoza consumului total și prognoza ponderilor), s-a decis ca fiind bune valorile oferite de metoda directă analitică.

Concluzii

Se vor preciza sintetic principalele concluzii desprinse din efectuarea prognozei consumului de energie electrică.

În primul rînd, referitor la metodele ce se recomandă a se folosi pentru prognoza diferitelor mărimi, se reține :

a) Pentru prognoza consumului de energie electrică pentru diferite categorii componente de consumatori, se recomandă utilizarea metodei directe globale, aplicată pentru consumatorii componenți (par. 2.1).

b) Pentru prognoza consumului total de energie electrică se recomandă metoda directă globală (par. 2.2).

Se remarcă însă că și celelalte metode prezentate furnizează rezultate foarte asemănătoare.

În ceea ce privește rezultatele cantitative obținute, se reține următoarele concluzii :

a) Conform datelor oferite de prognoza consumului total, se remarcă o dublare a puterii consumate în primii 7 ani ai perioadei viitoare (1971—1978), după care urmează o perioadă de dublare la 9 ani (1979—1987). Se consideră că aceste rezultate sînt în concordanță cu dezvoltarea reală a consumului.

b) Din analiza prognozelor ponderilor se remarcă următoarele dinamici ale consumurilor componente :

— consumatorul forță mari consumatori are ponderea cea mai mare din consumul total. Ponderea lui prezintă o ușoară tendință de scădere : 72% în 1963, 56% în 1971, 43% în 1981 ;

— consumatorul iluminat și utilizări casnice are ponderea următoare ca valoare, prezentînd o ușoară tendință de creștere : 7% în 1963, 20,1 % în 1971, 28,5% în 1981 ;

— consumatorul iluminat public are o pondere foarte mică în consumul total. Ponderea lui prezintă o foarte ușoară tendință de scădere : 2,67% în 1965, 2,4% în 1971, 2,11% în 1981 ;

— consumatorul iluminat general are o pondere mică în consumul total de energie. Ponderea lui este aproximativ constantă, prezentînd la început o ușoară tendință de scădere, apoi o ușoară tendință de creștere : 6,1% în 1965, 5,2% în 1971, 6,6% în 1981 ;

— consumatorul utilizări forță agricultură reprezintă o pondere mică în consumul total. Ponderea lui are o accentuată tendință de creștere : 3,6% în 1964, 6,6% în 1971 și 9,4% în 1981 ;

— consumatorul tracțiune electrică urbană are pondere mică în consumul total. Ponderea lui are ușoară tendință de scădere, stabilindu-se la o valoare aproximativ constantă : 1,9% în 1965, 1,15% în 1971 și 1,2% în 1981 ;

— consumatorul forță mici consumatori are o pondere mică în consumul total de energie. Ponderea lui prezintă o tendință de creștere : 4,6% în 1963, 5,6% în 1971 și 8,2% în 1981 ;

— consumatorul iluminat comercial are o pondere foarte mică în consumul total de energie. Ponderea lui prezintă o tendință de creștere : 1,86% în 1965, 2,17% în 1971 și 2,93% în 1981 ;

— consumatorul irigații are o pondere extrem de mică în consumul total. Ponderea lui prezintă o tendință de creștere : 0,15% în 1965, 0,68% în 1971 și 1,8% în 1981.

Rezultatele menționate se consideră în concordanță cu tendințele reale de modificare a consumurilor menționate.

Tabelul 6

Valori de consum realizate și prognozate. Eroarea valorii prognozate față de valoarea efectiv realizată în anul respectiv pentru diverse durate (în ani) de la ultimul an în care s-au introdus datele de consum (valori în unități relative față de anul 1971)

Anul pentru care s-au confruntat datele / Ultimul an al perioadei trecute, din care s-au utilizat datele	1971	1972	1973	1974	1975	1976	
1971	1	−2,62% 1,11	−2,34% 1,2336	+4,17% 1,36556	+1,45% 1,50584	−1,42% 1,65446	
1972	1	1,13984	−0,22% 1,26047	+6,96% 1,40219	+4,66% 1,5536	+2,16% 1,71469	
1973	1	1,13984	1,26325	+7,14% 1,40451	+4,87% 1,55669	+2,4% 1,71866	Valori prognozate
1974	1	1,13984	1,26325	1,31084	−0,37% 1,47875	−3,67% 1,61673	
1975	1	1,13984	1,26325	1,31084	1,48429	−5,13% 1,59222	
1976	1	1,13984	1,26325	1,31084	1,48429	1,67837	
	Valori realizate						

c) La începutul anului 1973 au fost puse la dispoziție de către IRE datele referitoare la consumul total de energie înregistrat în anii 1972 și 1973, care nu au stat inițial la dispoziția prognozelor efectuate. În acest mod se putea verifica valabilitatea valorilor prognozate. S-a constatat astfel că valorile realizate în anii 1972 și 1973 s-au găsit în interiorul treimii centrale a benzii de probabilitate de $\pm 95\%$ a curbei de prognoză; diferența față de curba centrală de trend a fost obținută egală cu 1,83% în 1972, respectiv 1,21% pentru anul 1973. Aceste rezultate se apreciază ca excelente.

d) La începutul anului 1977 au fost puse la dispoziție de către IRE datele referitoare la consumul total de energie electrică înregistrate pînă în anul 1976 inclusiv, pentru aceeași zonă. Pentru verificarea în plus a metodei, s-au confruntat datele de prognoză cu cifrele de consum realizate pînă în anul 1976, inclusiv. În acest sens s-a considerat că ultimul an din care se cunosc datele este pe rînd anul 1971, 1972,..., 1976. Rezultatele sînt trecute în tabelul 6. Se menționează că deoarece nu au fost furnizate și datele asupra consumurilor componente, nu s-au putut parcurge toate etapele activității de prognoză. Astfel datele prezentate în tabelul 6 sînt obținute direct după etapa a doua a activității de prognoză, deci *nu au fost trecute prin filtrul etapei de prelucrare a rezultatelor.*

Fără a comenta în mod deosebit rezultatele obținute, se observă că erorile *față de curba mediană de trend* sînt de maximum 7%, ceea ce constituie un rezultat bun. De asemenea se menționează că s-a utilizat o probabilitate de 95% în modelul de prognoză, ceea ce constituie o pretenție ridicată.

Dacă aceste rezultate ar fi în continuare analizate și prelucrate, așa cum impune activitatea de prognoză, și de asemenea dacă s-ar practica o probabilitate normală (de exemplu 90 sau 85%), se poate presupune că rezultatele ar fi excelente.

O singură remarcă se mai reține din tabel, și anume că în aproape 50% din cazuri valorile prognozate rezultă mai mici decît cele efectiv realizate, ceea ce constituie un indiciu pozitiv pentru calitatea prognozei obținute.

În final se apreciază că metodologia prezentată constituie o bază științifică, cu grad ridicat de certitudine, pentru prognoza consumului de energie electrică.

Alegerea reactanței pentru transformatoarele de alimentare a serviciilor interne

Dr. ing. **Alex. Selischi***)

Pentru alimentarea secțiilor de bare (de lucru, generale și de rezervă) ale serviciilor interne, în toate regimurile de funcționare, se folosesc surse constituite din transformatoare. Puterea nominală a transformatoarelor trebuie să fie superioară puterii cerute pe 6 și 0,4 kV. Reactanța transformatoarelor se alege ca o valoare de compromis, pentru a se obține un nivel de scurtcircuit suficient de redus pe barele de 6 kV, indiferent de unde se primește alimentarea (de la transformatorul derivației sau de la transformatorul de rezervă pornire), și un nivel de tensiune suficient de ridicat la barele de 6 kV în regimurile de autopornire sau pornire a receptoarelor importante și de puteri unitare mari.

Pentru puteri unitare ale grupului de maximum 200 MW, limitarea puterii de scurtcircuit pe barele de 6 kV la valoarea de 200—250 MVA se poate realiza fără a admite condiții restrictive în funcționare și fără a coborî valorile tensiunii pe bare sub limitele admisibile (0,8 U_n la pornirea celui mai mare motor și 0,7 U_n la autopornirea motoarelor).

Menținerea plafonului de scurtcircuit la valorile menționate, pentru grupuri cu puteri unitare de peste 200 MW, nu este recomandabilă, deoarece ar avea la bază condiții de funcționare necorespunzătoare, micșorarea tensiunilor la pornire și autopornire. De altfel, costul aparatajului modern, avînd la aceleași tensiuni și la aceiași curenți nominali valori majorate ale puterii de rupere, 350—400 MVA, nu este sensibil majorat.

Din cele de mai sus rezultă că alegerea caracteristicilor optime ale surselor pentru alimentarea serviciilor interne se poate face pe baza unui calcul tehnico-economic.

La alegerea tensiunii de scurtcircuit a transformatoarelor pentru servicii interne trebuie ținut seama de următoarele cerințe:

— curentul de șoc care apare în caz de scurtcircuit pe barele serviciilor interne (cu considerarea aportului motoarelor asincrone) să nu depășească stabilitatea dinamică a aparatajului de comutație;

— să fie asigurată stabilitatea termică a cablurilor;

— în cazul pornirii celui mai mare motor, tensiunea pe bare să nu scadă sub 0,8 U_n;

*) Dr. ing. Alexandru Selischi este șef de lucrări la Institutul politehnic București.

— la autopornirea motoarelor după pauze de tensiune de trei secunde, tensiunea care se restabilește pe bare să fie mai mare ca 0,7 U_n.

Stabilitatea electrodinamică a întreruptoarelor din sistemul serviciilor interne de 6 kV se verifică cu relația:

$$i_{soc} = i_{soc.S} + i_{soc.M} \leqslant i_{nom.din.}, \qquad (1)$$

unde

i_{soc} este curentul de șoc în circuitul unui motor de mică putere sau al unui transformator de 6/0,4 kV;

$i_{soc.S}$ — curentul de șoc debitat de sistem;

$i_{soc.M}$ — curentul de șoc debitat de motoare;

$i_{nom.din.}$ — curentul nominal dinamic al întreruptorului.

Pentru simplificarea calculelor se adoptă următoarele ipoteze simplificatoare:

— pentru antrenarea mecanismelor de servicii interne se folosesc numai motoare asincrone;

— transformatorul pentru alimentarea serviciilor interne este racordat la bare de putere infinită. Această ipoteză pentru blocuri de mare putere este destul de exactă, deoarece X_S reprezintă 2—4% din reactanța transformatorului;

— motoarele asincrone din cadrul serviciilor interne sînt înlocuite cu un motor echivalent pentru care se consideră un coeficient de șoc egal cu 1,7.

Cu ipotezele simplificatoare adoptate, relația (1) capătă forma:

$$i_{nom.din} = \sqrt{2} K_{soc.S} \frac{100 \cdot S_n T}{U_{sc} \sqrt{3}\, U_n} + \sqrt{2} \cdot K_{soc.M} \cdot I_{*p} \cdot I_{n\Sigma} \qquad (2)$$

în care

I_{*p} este curentul mediu relativ de pornire a motoarelor;

$I_{n\Sigma}$ — suma curenților nominali ai motoarelor;

$K_{soc.S}, K_{soc.M}$ — coeficientul de șoc pentru sistem și motoare asincrone.

U_{sc} — tensiunea de scurtcircuit a transformatorului.

Dacă se notează cu $a_M = \frac{S_{\Sigma M}}{S_{nT}}$ raportul între suma puterilor nominale ale motoarelor și puterea nominală a transformatorului, din ecuația (2) se poate determina puterea transformatorului cu condiția respectării stabilității dinamice a întreruptoarelor.

$$S_{nT} = \frac{1{,}225 \cdot i_{nom.din} U_n}{\frac{100 \cdot K_{soc.S}}{U_{SC}} + K_{soc.M} \cdot I_{*p}} \qquad (3)$$

Stabilitatea termică a cablurilor se determină din condiția:

$$s_c \geqslant \frac{\sqrt{Q_{sc}}}{C}$$

unde

s_c este secțiunea transversală a cablului, mm²;

C — constantă care pentru cabluri de aluminiu este egală cu 90;

Q_{sc} — impulsul termic al curenților de scurtcircuit (A²·s).

Dacă se ia în considerare aportul motoarelor asincrone la curenții de scurtcircuit, Q_{sc} se determină cu ajutorul următoarei relații:

$$Q_{sc} + \int_a^{t_{decl}} (I_{st} + I_{Mt})^2 \, dt, \qquad (5)$$

în care

I_{st} este curentul total de scurtcircuit debitat de sistem la momentul t;

I_{Mt} — curentul total de scurtcircuit debitat de motorul echivalent la momentul t;

t_{decl} — timpul total cît durează scurtcircuitul, în care se include și timpul de stingere a arcului.

Fiecare dintre curenții menționați mai sus conține cîte o componentă periodică și una aperiodică. În consecință, funcția Q_{sc} depinde de patru curenți, care se amortizează fiecare cu constanta lui de timp.

Cu considerarea ipotezelor simplificatoare, relația (5) capătă forma:

$$Q_{sc} = \int_0^{t_{decl}} \left[I_{sco} \sqrt{1 + 2e^{-\frac{2t}{T}}} + I_{oM} \sqrt{e^{-\frac{t}{T'}} + 2e^{-\frac{t}{T''}}} \right]^2 dt \qquad (6)$$

unde

I_{sc0} este componenta periodică a curentului de scurtcircuit debitat de sistem;

I_{0M} — componenta periodică inițială a curentului de scurtcircuit debitat de motorul echivalent.

$$I_{sc0} = \frac{100\, S_n\, T}{\sqrt{3} \cdot U_{sc} \cdot U_n}; \quad I_{0M} = I_{*p} I_{n\Sigma} = I_{*p} \frac{a_M S_{nT}}{\sqrt{3}\, U_n};$$

$$T = \frac{X_{sc}}{\omega R_{sc}}; \quad T' = \frac{X_1' + X_C}{\omega R_2} \approx \frac{X_1'}{\omega R_1};$$

$$T'' = \frac{X_1' + X_C}{\omega (R_1 + R_C)} = \frac{X_1}{\omega (R_1 + R_C)};$$

$$I_{*p} = \frac{1}{X_1' + X_C} \approx \frac{1}{X_1}$$

În relațiile de mai sus s-au făcut următoarele notații:

R_C și X_C sînt rezistența și reactanța cablurilor de legătură;

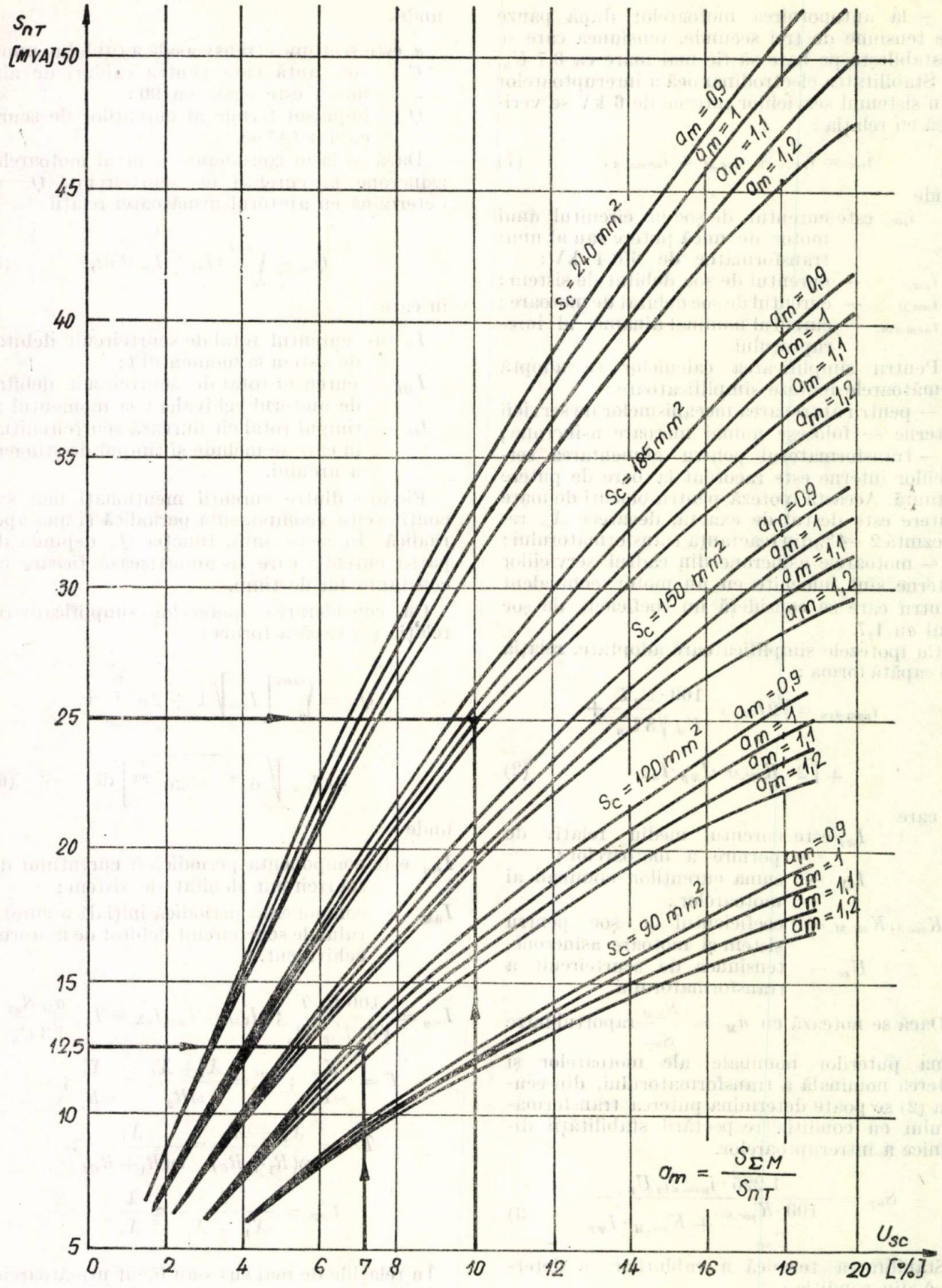


Fig. 1. Curbe de calcul pentru alegerea secțiunii minime stabile termic funcție de puterea transformatorului și tensiunea de scurtcircuit.

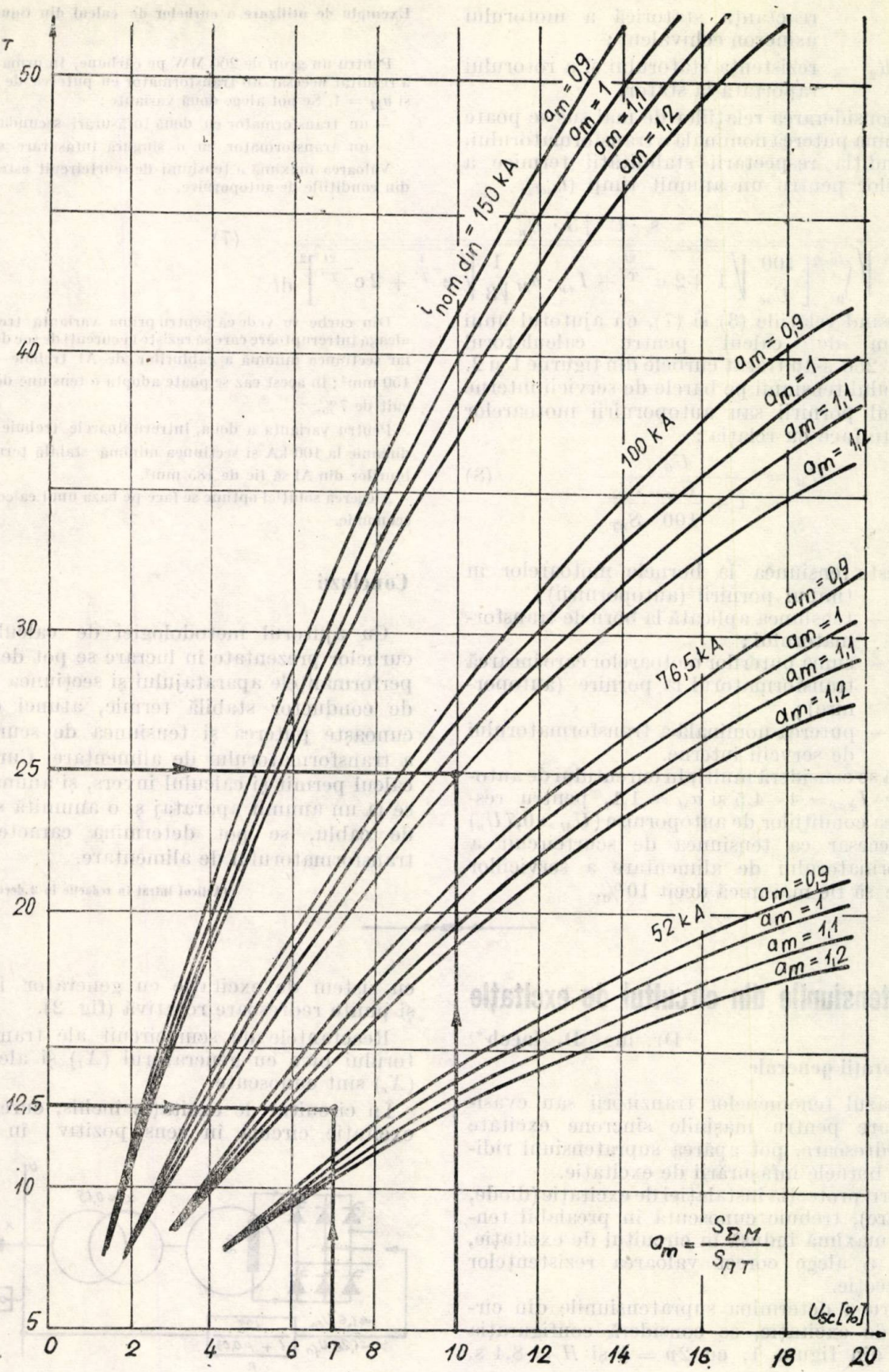


Fig. 2. Curbe de calcul pentru alegerea performanțelor întreruptoarelor din cadrul serviciilor interne funcție de puterea transformatorului și tensiunea de scurtcircuit.

X_1' — reactanța statorică a motorului asincron echivalent;

$R_1 = R_2$ — rezistența statorului și a rotorului raportată la stator.

Cu considerarea relațiilor de mai sus se poate determina puterea nominală a transformatorului, cu condiția respectării stabilității termice a cablurilor pentru un anumit timp (t_{decl}).

$$S_{nT} = \frac{s_c \cdot C \cdot \sqrt{3} \cdot U_n}{\sqrt{\int_0^{t_{decl}} \left[\frac{100}{U_{sc}} \sqrt{1 + 2\,e^{-\frac{2t}{T}}} + I_{*p} \cdot a_M \frac{1}{\sqrt{3}} \sqrt{e^{-\frac{t}{T'}} + 2\,e^{-\frac{2t}{T''}}}\right]^2 dt}} \qquad (7)$$

Folosind relațiile (3) și (7), cu ajutorul unui program de calcul pentru calculatorul Felix C 256 s-au trasat curbele din figurile 1 și 2.

Calculul tensiunii pe barele de servicii interne în cazul pornirii sau autopornirii motoarelor se poate face cu relația:

$$U_M = \frac{U_G}{1 + \frac{U_{sc}}{100} \frac{S_{p\Sigma}}{S_{nT}}} \qquad (8)$$

unde

U_M este tensiunea la bornele motoarelor în timpul pornirii (autopornirii);

U_G — tensiunea aplicată la bornele transformatorului;

$S_{p\Sigma}$ — suma puterilor motoarelor care încarcă transformatorul la pornire (autopornire);

S_{nT} — puterea nominală a transformatorului de servciii interne.

Dacă se consideră multiplu curentului de autopornire $I_{*ap} = 4-4{,}5$ și $a_M = 1{,}1$, pentru respectarea condițiilor de autopornire ($U_M \geq 0{,}7\,U_n$) este necesar ca tensiunea de scurtcircuit a transformatorului de alimentare a serviciilor interne să fie mai mică decît 10%.

Exemplu de utilizare a curbelor de calcul din figurile 1 și 2

Pentru un grup de 200 MW pe cărbune, în urma calculelor a rezultat necesar un transformator cu puterea de 25 MVA și $a_M = 1$. Se pot alege două variante:

— un transformator cu două înfășurări secundare;

— un transformator cu o singură înfășurare secundară.

Valoarea maximă a tensiunii de scurtcircuit este de 10% din condițiile de autopornire.

Din curbe se vede că pentru prima variantă trebuie să se aleagă întreruptoare care să reziste la curenți de șoc de 76, 5 kA, iar secțiunea minimă a cablurilor de Al trebuie să fie de 150 mm²; în acest caz se poate adopta o tensiune de scurtcircuit de 7%.

Pentru varianta a doua, întreruptoarele trebuie să reziste dinamic la 100 kA și secțiunea minimă stabilă termic a cablurilor din Al să fie de 185 mm².

Alegerea soluției optime se face pe baza unui calcul tehnico-economic.

Concluzii

Cu ajutorul metodologiei de calcul și al curbelor prezentate în lucrare se pot determina performanțele aparatajului și secțiunea minimă de conductor stabilă termic, atunci cînd se cunoaște puterea și tensiunea de scurtcircuit a transformatorului de alimentare. Curbele de calcul permit și calculul invers, și anume, dacă se ia un anumit aparataj și o anumită secțiune de cablu, se pot determina caracteristicile transformatorului de alimentare.

(Articol intrat în redacție la 2 decembrie 1976)

Supratensiunile din circuitul de excitație

Dr. ing. **D. Iacob***)

Considerații generale

În cazul fenomenelor tranzitorii sau cvasistaționare pentru mașinile sincrone excitate prin redresoare, pot apărea supratensiuni ridicate la bornele înfășurării de excitație.

Pentru protecția instalației de excitație (diode, tiristoare), trebuie cunoscută în prealabil tensiunea maximă indusă în circuitul de excitație, pentru a alege corect valoarea rezistențelor de protecție.

Pentru a determina supratensiunile din circuitul de excitație, se consideră configurația rețelei din figura 1, cu $2p = 4$ și $H = 8{,}4$ s, cu sistem de excitație cu generator inversat și punte redresoare rotativă (fig. 2).

Reactanțele de scurtcircuit ale transformatorului blcc cu generatorul (X_t) și ale rețelei (X_e) sînt cunoscute.

În circuitul de excitație închis, curentul de excitație circulă în sens pozitiv; în timpul

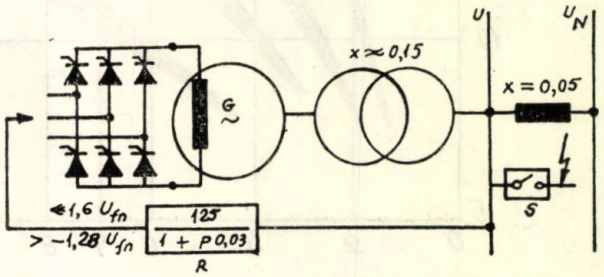


Fig. 1. Schema configurației rețelei pentru explicarea supratensiunilor în circuitul de excitație.

*) Dr. ing. Dumitru Iacob este director tehnic al întreprinderii Electrocentrala Turceni.

fenomenelor tranzitorii, circuitul de excitație se comportă ca un circuit deschis, cînd curentul circulă în sens negativ.

Înfășurarea de excitație se comportă ca fiind deschisă după un anumit timp de la trecerea prin zero a curentului (curentul nu se taie imediat prin întreruperea circuitului). În consecință, tensiunile care apar pot fi inferioare sau egale cu U_f indicîndu-se în înfășurarea de excitație deschisă. Acest efect apare datorită a două cauze :

a) variația bruscă a tensiunii statorice cu valoarea U (spre exemplu în caz de scurtcircuit) ;

b) mersul în asincron.

Pentru a determina valoarea amplitudinii tensiunii induse în înfășurarea de excitație, se consideră două mașini sincrone idealizate, unde relația dintre vectorii u_f și u este dată de ecuația transformării Laplace modificată :

$$u_f = \frac{p(1-\sigma_{df})T_f \cdot \omega}{p\dfrac{1}{T_a\,\omega} + j(1-s)} \cdot \frac{1 + p\mu_0 \cdot T_0 \cdot \omega}{1 + p\,\sigma_{d0} \cdot T_0 \cdot \omega}\, u,$$

unde

σ_{df} este factorul de dispersie Blondel :

$$\sigma_{df} = X'_d / X_d$$

μ_0 — factorul lui Laible :

$$\mu_0 = \frac{I_{0E}}{(X_{0c} + X_d - X_c}\,; \quad X_c =$$

$$= X''_d \frac{X_d - X'_d - X'_d \cdot i_f \sim /u}{X_d - X'_d - X''_d \cdot i_f \sim /u}.$$

După variația bruscă a tensiunii statorice ($t = 0$; $p = \infty$), ecuația de mai sus permite calculul lui u_f :

$$u_f = \frac{X_{0c}\,(X_d - X'_d)}{X_{0c}\,X_d + X_c\,(X_d - X_c)}\, T_f \cdot \omega \cdot u$$

Această expresie dă amplitudinea tensiunii induse în înfășurarea de excitație pentru $s=1$.

Regimul asincron cu înfășurarea de excitație deschisă poate fi studiat ca un caz limită.

Tensiunea în circuitul de excitație în regim asincron cu înfășurarea de excitație deschisă

Calculul tensiunii induse în înfășurarea de excitație deschisă se va face considerînd fenomenul cvasi-staționar, plecînd de la figura 2. Pentru aceasta se va ține seama de următoarele influențe :

a) saturația rezistențelor pentru curenții Foucault (corespunzînd densității lineice a curentului rotoric) ;

b) influența dinților rotorici înguști pe porțiunea de pătrundere a curenților Foucault ;

c) rezistența exterioară totală $X_t + X_e$.

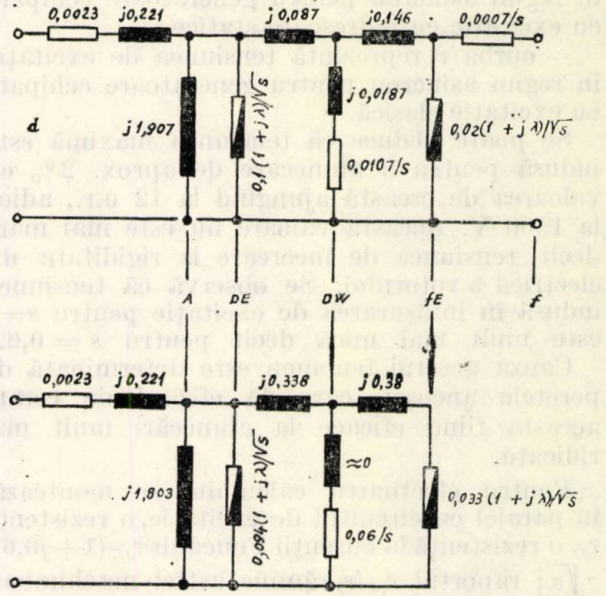


Fig. 2. Schema echivalentă a unui turbogenerator de 1400 MVA

$2p = 4$; $H = 8{,}4$ s

A — reactanța întrefierului ; *DE* — suprafața rotorului ; *DW* — amortizor ; *fE* — peretele ancoșei rotorice ; *f* — circuit de excitație ; *d* — axa longitudinală ; *q* — axa transversală.

Rezultatele acestui calcul sînt date în figura 3, care reprezintă tensiunea de excitație în regim asincron, unde :

— curba *a* reprezintă tensiunea de excitație în regim asincron pentru generatorul din figura 2

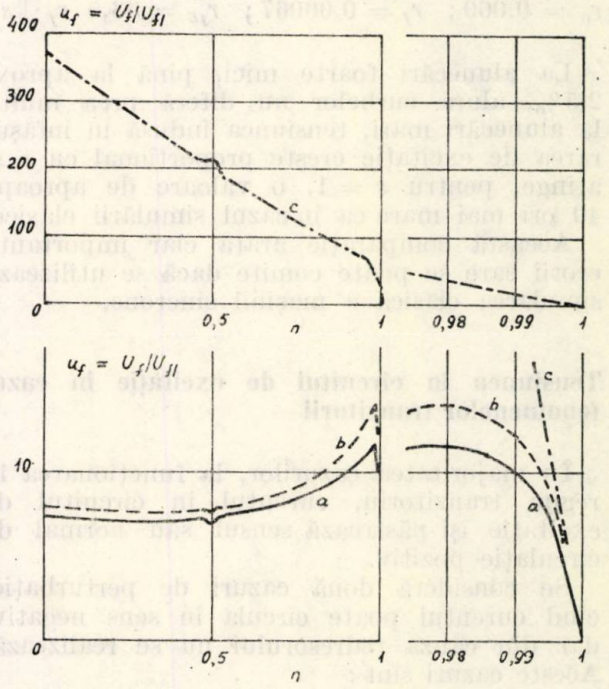


Fig. 3.

cu excitație cu generator sincron inversat și redresoare rotative;

— curba *b* reprezintă tensiunea de excitație în regim asincron pentru generatoare echipate cu excitație cu redresoare statice;

— curba *c* reprezintă tensiunea de excitație în regim asincron pentru generatoare echipate cu excitație clasică.

Se poate deduce că tensiunea maximă este indusă pentru o alunecare de aprox. 2% cu valoarea de creastă ajungînd la 12 u.r., adică la 1500 V. Această valoare nu este mai mare decît tensiunea de încercare la rigiditate dielectrică a rotorului. Se observă că tensiunea indusă în înfășurarea de excitație pentru $s=1$ este mult mai mică decît pentru $s = 0{,}02$.

Cauza acestui fenomen este determinată de peretele ancoșei, care dă efectul de ecran, aceasta fiind eficace la alunecări mult mai ridicate.

Pentru efectuarea calculului se montează, în paralel cu circuitul de excitație, o rezistență r_f, o rezistență la curenții Foucault $r_{fE}(1+j0{,}6)\cdot\sqrt{s}$; raportul r_{fE}/r_f rămîne astfel neschimbat, putîndu-se determina r_{fE}.

Pentru efectuarea calculului s-au considerat mărimile caracteristice:

$$X_d = 2{,}13\,;\ X'_d = 0{,}43\,;\ X''_d = 0{,}27\,;\ T'_d = 1{,}68\,;$$

$$T''_d = 0{,}032\,;$$

$$X_c = 0{,}262\,;\ X_{0c} = 0{,}0118\,;\ X_{fc} = 0{,}182\,;$$

$$\sigma_{fd} = 0{,}094\,;$$

$$r_0 = 0{,}009\,;\ r_f = 0{,}00067\,;\ r_{fE} = 33{,}5\ r_f\cdot\sqrt{s}\,.$$

La alunecări foarte mici, pînă la aprox. 2,5%, alura curbelor nu diferă prea mult; la alunecări mari, tensiunea indusă în înfășurarea de excitație crește proporțional cu s și atinge, pentru $s = 1$, o valoare de aproape 40 ori mai mare ca în cazul simulării clasice.

Această comparație arată clar importanța erorii care se poate comite dacă se utilizează simularea clasică a mașinii sincrone.

Tensiunea în circuitul de excitație în cazul fenomenelor tranzitorii

În majoritatea cazurilor, la funcționarea în regim tranzitoriu, curentul în circuitul de excitație își păstrează sensul său normal de circulație pozitiv.

Se consideră două cazuri de perturbație, cînd curentul poate circula în sens negativ, dar din cauza redresorului nu se realizează. Aceste cazuri sînt:

— deconectarea la micșorarea excitației;

— scurtcircuit pe partea de înaltă tensiune a transformatorului blocului cu restabilirea tensiunii.

Pentru a nu complica programarea, s-a înlocuit rezistența la curenții Foucault, care depinde de frecvența $r_{fE}(1 + j0{,}6\sqrt{s})$, cu o rezistență ohmică constantă $r_{fE}(1+ j0{,}6) = 33{,}5\,r_f$.

Această simplificare, în cazul funcționării asincrone, conduce la o alură diferită de cea din figura 3. Noua tensiune indusă în circuitul de excitație pentru $s = 0{,}014$ este de circa 24 u.r. și atinge valoarea maximă de 35 u.r., care este superioară dublului valorii de 14 u.r., cît se obține prin calculul cu o rezistență la curenții Foucault depinzînd de frecvență.

Cazul deconectării la un defect al excitației

Se presupune că tensiunea de excitație dispare la un defect în circuitul de excitație.

Calculul se bazează pe o funcționare la sarcină nominală în domeniul capacitiv.

$$p = 0{,}85 \text{ u.r.}\,;\ q = -\,0{,}3 \text{ u.r.}\,;\ u = 1{,}0 \text{ u.r.}$$

Rezultatele obținute sînt reprezentate în diagramele din figura 4.

După dispariția tensiunii de excitație, tensiunea internă a generatorului se amortizează, iar unghiul intern crește și, după aprox. 3 s, generatorul decroșează.

Cînd $\delta = 180°$, turbogeneratorul va avea o alunecare de aprox. 0,014.

Tensiunea indusă în înfășurarea de excitație atinge 24 u.r., adică 3100 V, care este asemănătoare cu cea din regimul cvasi-staționar.

Pentru alte puncte considerate de valoare mai mică, tensiunea devine mai redusă, deoarece curentul în circuitul de excitație circulă în sens pozitiv, fiindcă unda negativă s-a amortizat.

Scurtcircuit pe partea de înaltă tensiune a transformatorului blocului

Se presupune că apare un scurtcircuit trifazat pe partea de înaltă tensiune a trafo bloc în timpul funcționării. Acesta este eliminat după un timp t, după care tensiunea în rețea se restabilește.

În cazul unui scurtcircuit trifazat, care este echivalent cu un impuls de tensiune negativ, curentul în circuitul de excitație crește momentan cu Δi_{f1}. După eliminarea scurtcircuitului, tensiunea rețelei se restabilește brusc și curentul în înfășurarea de excitație suferă o variație negativă $-\,\Delta i_{f2}$, ca răspuns la tensiunea de șoc pozitivă; astfel, curentul total devine mai mic, putînd deveni și negativ.

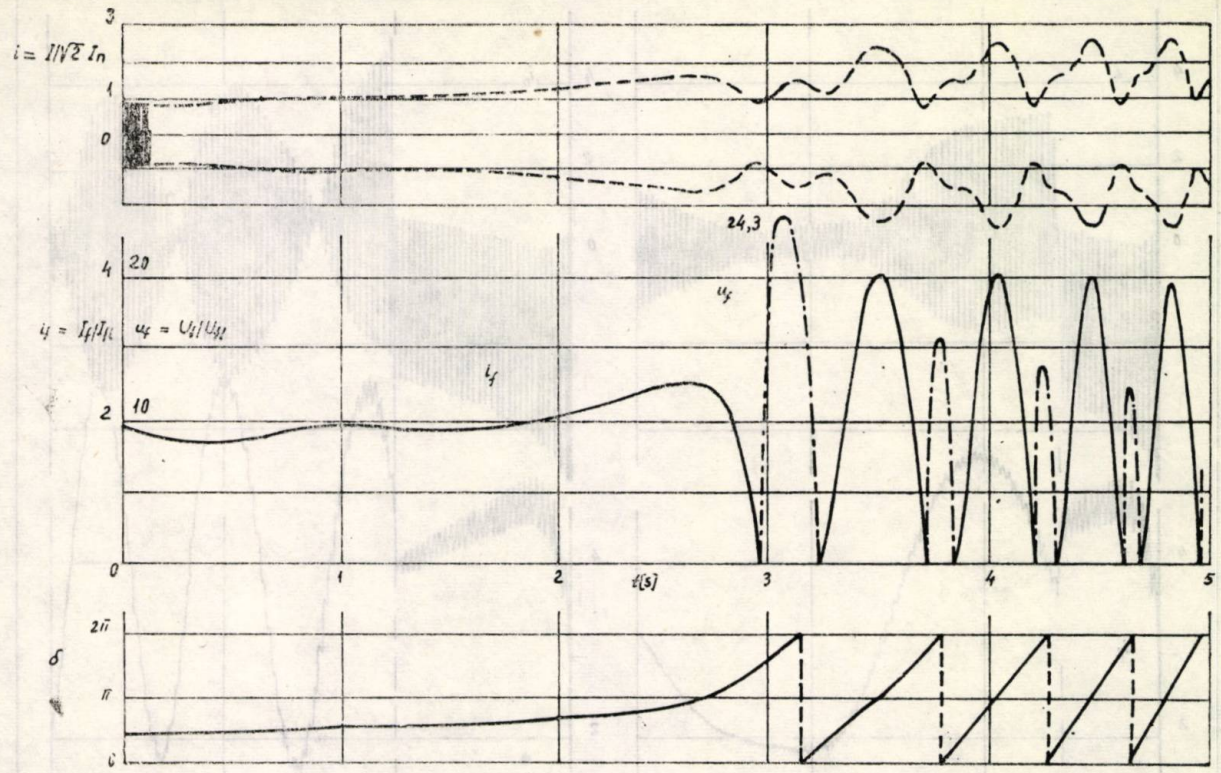


Fig. 4.

Valorile şi semnul acestei variaţii depind de decalajul intern. Ele sînt maxime cînd scurtcircuitul are loc la $\delta = 0$, iar restabilirea tensiunii are loc la $\delta = 2\pi$; 4π etc.

Calculele au fost efectuate pentru o durată $t = 0{,}28$ s şi $t = 0{,}5$ s.

Variaţiile în timp ale curentului i şi i_f şi ale decalajului intern δ sînt date în figura 5 (a — pentru $t = 0{,}5$ s; b — pentru $t = 0{,}28$ s).

La $t = 0{,}28$ s, generatorul rămîne în sincronism şi declanşează la timpul $t = 0{,}5$ s.

Curentul în circuitul de excitaţie este pozitiv pentru ambele cazuri, dar uneori poate lua valori negative.

În cazul duratei scurtcircuitului de 0,5 s, curentul în circuitul de excitaţie devine negativ, dar, neputînd funcţiona în sens negativ din cauza redresorului, el apare în înfăşurarea de excitaţie ca o tensiune de 10 u.r. Calculul a fost efectuat într-un regim defavorabil deoarece s-a înlocuit r_{fE} $(1 + j0{,}6)$s printr-o rezistenţă constantă de 33,5 r_f, obţinîndu-se o valoare mai mică decît în cazul regimului asincron.

În cazul scurtcircuitului la o excitaţie mai mică şi la un timp $t = 0{,}28$ s, condiţiile sînt mai favorabile deoarece curentul în circuitul de excitaţie fără componentă alternativă rămîne în realitate totdeauna pozitiv.

Metoda de calcul clasic al tensiunii în circuitul de excitaţie nu ţine seamă de peretele ancoşei la rotoarele masive, conducînd la valori mari sau foarte mari în cazul generatoarelor de mare putere.

Aceste valori sînt în dezacord cu rezultatul încercărilor. Pentru un calcul realist trebuie să se ţină seamă de :

a) structura reală a cuplajelor magnetice ale circuitelor rotorice ;

b) influenţa pereţilor ancoşelor la rotoarele masive, care pot forma un circuit închis în jurul cîmpului magnetic.

Se pot obţine tensiuni de valoare maximă în circuitul de excitaţie dacă se iau în considerare tensiunile induse în înfăşurarea de excitaţie deschisă, în cazul unui regim asincron fictiv în domeniul $0 < s \leqslant 1$. În cazul turbogeneratoarelor de mare putere, valoarea maximă care apare nu este pentru $s = 1$, ci pentru valori mici ale alunecării, cuprinse între 1 şi 5 %. Această valoare maximă este de bază pentru dimensionarea echipamentului de excitaţie. Ea poate fi uşor determinată din schemele echivalente de detalii, ţinînd seama de rezistenţele la curenţii Foucault ale suprafeţelor rotorului şi ale pereţilor ancoşelor masive. Această valoare nu este depăşită în cazul fenomenelor tranzitorii.

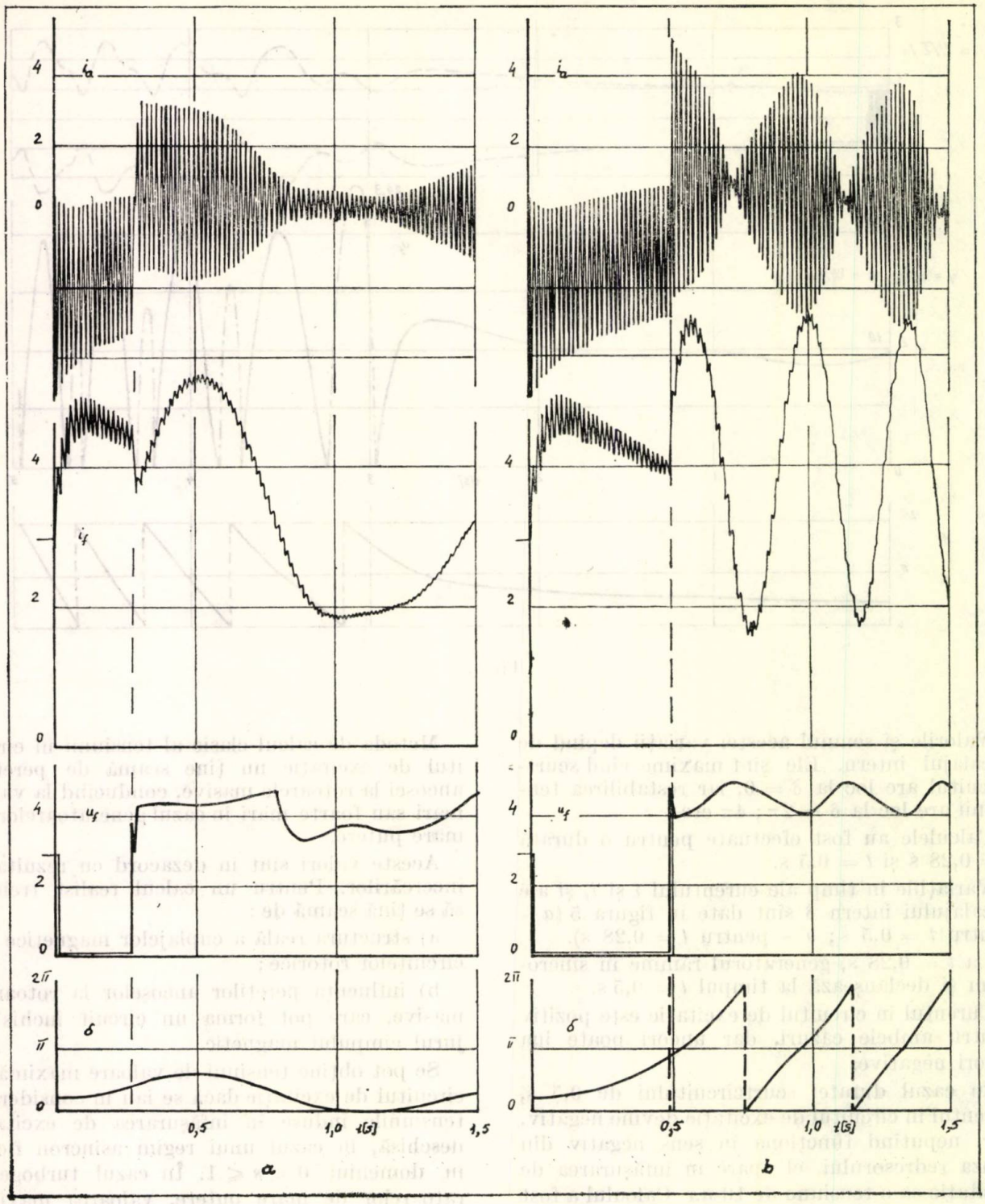


Fig. 5.

Concluzii

Din analiza performanţelor de funcţionare a celor două sisteme de excitaţie, cel considerat ca tip pe plan mondial (cu excitatrice şi subexcitatrice de c.a. şi punţi redresoare rotative) şi cel analizat (cu o singură maşină de excitaţie de c.a. inversată autoexcitată şi punţi redresoare rotative) obţinute prin modelare pe calculator, rezultă că sistemul cu o singură maşină de excitaţie de c.a. inversată şi autoexcitată are performanţe tehnice ameliorate, astfel:

— plafonul tensiunii 3,2 u.r. faţă de 2,5 u.r.;

— viteza medie de răspuns 3,1 s^{-1} faţă de 2,55 s^{-1};

— timpul de răspuns 0,102 s faţă de 0,2 s;

— durata supraexcitării 1,2 s față de 8 s;
— variația de tensiune minimă la bornele generatorului la care regulatorul comandă forțarea excitației este ±3%;
— puterea de impuls este mai mare;
— statismul regulatorului, reglabil la limitele 0—8 %;
— timpul de întîrziere inițial al regulatorului nul;
— din punct de vedere al stabilității statice, comportare favorabilă;
— din punct de vedere al stabilității dinamice la un scurtcircuit trifazat cu o durată de 0,15 s, amortizarea regimului tranzitoriu se realizează în 5 s, față de 7,5 s;
— răspunsul la comanda de supraexcitare — se atinge plafonul de stabilitate după 5 s, față de 6 s;
— stabilizarea tensiunii-plafon se realizează după 2,2 s;
— stabilitatea statică studiată prin crearea unei perturbații de 2% din tensiunea nominală se păstrează, observîndu-se la grupul de excitație analizat o ușoară ameliorare a caracteristicii de amortizare;
— stabilitatea dinamică studiată la scurtcircuit trifazat cu generatoarele în sarcină nominală arată că unghiul intern atinge maximul la 137°, cu amortizarea regimului tranzitoriu a tensiunii rotorice în circa 5 s pentru sistemul analizat, iar pentru sistemul tip pe plan mondial amortizarea regimului intervine după circa 7 s.

În cazul funcționării în regim asincron pentru cele două scheme considerate, tensiunea maximă în circuitul de excitație obținută pentru o alunecare de 2% este mai mică decît tensiunea de încercare a izolației la rigiditate dielectrică.

Bibliografie

[1] Glavitsch, H. *Sur le choix des paramètres de régulation de systhèmes d'excitation pour turbo-alternateurs de grande puissance.* În: Revue Brown Boveri, nr. 5, 1974, p. 207—216.
[2] Canay, M. *Surtensions dans le circuit d'excitation des machines synchrones excitées par redresseurs.* În: Revue Brown Boveri, nr. 5, 1974, p. 217—227.
[3] Dilman, T. L *Răspunsul excitatoarelor fără perii.* În: Power Engineering, nr. 3, 1972, p. 42—45.
[4] Gidler, T. *Systèmes d'excitation à deux dispositifs de commande, une conception moderne pour le réglage de la tension des alternateurs synchrons.* În: Revue Brown Boveri, nr. 11, 1971, p. 527—531.
[5] Hiebler, H. *L'alternateur de 1333 MVA pour la centrale nucléaire Donald C. Cook de l'AEP.* În: Revue Brown Boveri, nr. 1, 1972, p. 27—29.
[6] Haller, W. *Limiteurs de courants d'excitation dans les machines synchrones.* În: Revue Brown Boveri, nr. 2, 1970, p. 60—65.
[7] Vest, F. și Faiss, G. *Un an de exploatare a grupului turboalternator de 1300 MW.* În: Revue Brown Boveri, nr. 6, 1973, p. 265—268.

(Articol intrat în redacție la 22 octombrie 1976)

Posibilități de optimizare a sistemelor informaționale caracteristice blocurilor termoenergetice de mare putere

Ing. **C. Brătianu**
și ing. **C. Popescu** *)

1. Sisteme informaționale caracteristice blocurilor termoenergetice de mare putere

Conducerea unei centrale, raportată la un sistem de coordonate spațiu — timp — informație, se poate caracteriza prin existența a trei nivele distincte, dar nu independente: strategic, tactic, operativ.

Conducerea strategică vizează dezvoltarea de ansamblu a centralei în strînsă legătură cu dezvoltarea sistemului energetic prin modificări de structură și elemente de prognoză.

Conducerea tactică își propune obiective imediate, legate de modul de încadrare a centralei în spectrul de puteri al sistemului energetic.

Conducerea operativă este cea căreia îi revine sarcina de a exploata propriu-zis instalațiile aflate în funcțiune. Criteriul care stă la baza acestei exploatări este de a obține consumuri de combustibil minime, în condiții de siguranță maximă în funcționare.

Realizarea funcțiilor de conducere a centralei la nivelul operativ și tactic devine posibilă prin intermediul sistemelor informaționale caracteristice. Aceasta înseamnă că o conducere eficientă este condiționată de existența unor sisteme informaționale aferente blocurilor energetice echilibrate, elastice și cu un grad sporit de siguranță în funcționare.

Structura sistemului informațional caracteristic unei centrale termoelectrice cu condensație, reflectînd structura procesului tehnologic, se compune din:
— subsisteme informaționale aferente blocurilor energetice, serviciilor interne generale;
— subsisteme informaționale aferente gospodăriei de combustibil, circuitului hidrotehnic, stației de tratare a apei, stației electrice și echipamentelor auxiliare.

Dintre acestea, subsistemele informaționale caracteristice blocurilor energetice constituie punctul nodal în proiectarea sistemului informațional de proces al unei centrale termoelectrice; explicația trebuie găsită pornind atît de la esența

* Ing. Constantin Brătianu este șef de lucrări la Catedra de centrale electrice, Institutul politehnic București; ing. Cristian Popescu este inginer la Combinatul de articole tehnice de cauciuc Jilava.

proceselor energetice cît și de la complexitatea și dificultatea realizării prin proiectare a suprastructurii informaționale.

Odată cu creșterea puterii unitare a grupurilor și a gradului lor de automatizare s-a dezvoltat și contradicția dintre caracterul integral al sistemelor informaționale aferente și proiectarea lor prin procedee sumative.

2. Modele de optimizare

Procesul tehnologic desfășurat la nivelul blocurilor termoenergetice reprezintă un proces existențial de bază. Procesul informațional de cunoaștere și conducere a blocurilor termoenergetice constituie un proces condițional, de suprastructură.

Modelarea matematică a sistemului informațional trebuie să pornească de la cunoașterea procesului tehnologic de bază și de la structurarea sistemului informațional în: subsistemul de informare, subsistemul de decizie și subsistemul de intervenție în proces (subsistemul de comandă).

Structura sistemului informațional trebuie să prezinte un grad de independență cît mai ridicat, relativ la procesul tehnologic de bază, pentru a permite pe parcurs modificări cerute de: a) anumite schimbări în structura de bază; b) implementări de elemente noi de informare sau prelucrare a informațiilor, sau c) optimizări parțiale în suprastructura informațională.

În cele ce urmează, modelele structurale de tip stocastic încearcă. folosind un limbaj logico-matematic, să surprindă esența proceselor de informare caracteristice conducerii operative a blocurilor termoenergetice.

Structuri arborescente sumative

Se spune că se generează o structură arborescentă sumativă S_Σ într-un sistem complet de evenimente:

$$B^{(0)} \equiv \varepsilon \equiv \{b_1, b_2, \ldots, b_n\}$$

Atunci cînd sînt realizate următoarele condiții:

$$B^{(0)} = B_1^{(1)} \cup B_2^{(1)} \cup \ldots \cup B_m^{(1)}, \; m \leqslant n$$

$$B_\mu^{(1)} \cap B_\nu^{(1)} = \emptyset, \quad \forall \mu \neq \nu$$

$$B_\mu^{(1)} = \emptyset, \; \forall \mu \in \{1,2, \ldots, m\}$$

$$B_\mu^{(1)} = B_{\mu 1}^{(2)} \cup B_{\mu 2}^{(2)} \cup \ldots \cup B_{\mu k}^{(2)} \quad \mu k, \in \{1,2, \ldots, m\}$$

$$B_{\mu\nu}^{(2)} \cap B_{\mu k}^{(2)} = \emptyset, \quad \forall \nu \neq k$$

$$B_{\mu\nu}^{(2)} \neq \emptyset, \quad \forall \mu, \nu \in \{1,2, \ldots, m\}$$

$$\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots$$

$$B_{\mu\nu\ldots i}^{(l)} = b_i, \quad i = 1,2, \ldots, m$$

Denumirea de structură arborescentă sumativă provine de la faptul că structura este generată pe un singur sistem de evenimente, astfel încît ramificațiile terminale ale grafului să reprezinte evenimente elementare ale sistemului considerat. Pornind de la aceste evenimente elementare, ramurile superioare se obțin prin însumarea pe noduri a ramurilor inferioare (fig. 1).

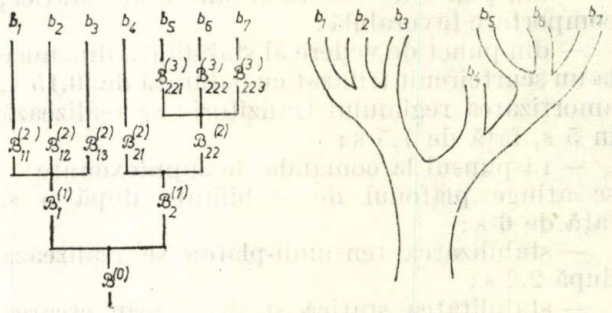


Fig. 1. Model de structură arborescentă sumativă.

O structură arborescentă se caracterizează în general prin ierarhizarea „ramurilor" și „nodurilor" sale.

Se numește grad de arborescență al unui nod și se notează cu m numărul ce reprezintă cardinalul submulțimii corespunzătoare nodului dat.

Se numește rang de arborescență al ramurii B și se notează cu r mărimea crespunzătoare numărului de noduri necesar de străbătut pentru a ajunge de la $B^{(0)}$ la B.

O structură m-arborescentă se numește optimă dacă pentru același sistem complet de evenimente elementare ε și același cîmp de probabilitate $B^{(0)}$ se obține:

$$< r_i >_i = \sum_{i=1}^{m} p_i \, r_i = \text{minim},$$

unde

$< r_i >_i$ reprezintă gradul mediu de arborescență al structurii;

p_i — probabilitatea de apariție a evenimentului b_i;

r_i — rangul de arborescență al ramurii i.

Structuri arborescente multiplicative

Fie $A_i = \{a_{i1}, a_{i2}, \ldots, a_{in}\}$ o mulțime de evenimente elementare. Dacă nu ne interesează structura mulțimii A_i, ci numai legăturile sale cu alte mulțimi, A_i va fi denumită bloc indivizibil.

Se spune că se generează o structură arborescentă multiplicativă S_π pe un sistem complet de blocuri indivizibile $A_1, A_2, \ldots, A_N$ atunci cînd sînt realizate următoarele condiții

$$O^{(0)} = O_1^{(1)} \cup O_2^{(1)} \cup \ldots \cup O_{M^{(0)}}^{(1)}$$

$$O_\mu^{(1)} \cap O_\nu^{(1)} = \emptyset, \quad \forall \mu \neq \nu, \quad \mu = 1, 2, \ldots, M^{(0)}$$

$$O_\mu^{(1)} = O_{\mu 1}^{(2)} \cup O_{\mu 2}^{(2)} \cup \ldots \cup O_{\mu M_\mu^{(1)}}^{(2)}$$

$$O_{\mu\nu}^{(2)} \cap O_{\mu k}^{(2)} = \emptyset, \quad \forall \mu, \nu \neq k$$

$$O_{\mu\nu \ldots i}^{(r)} = A_i, \qquad i = 1, 2, \ldots, N$$

$$A_i \cap A_j = \emptyset, \qquad i, j = 1, 2, \ldots, N$$

O structură arborescentă multiplicativă este prezentată în figura 2.

$$Q_\mu^{(1)} \cap Q_\nu^{(1)} = \emptyset, \quad \forall \mu \neq \nu, \quad \mu = 1, 2, \ldots, M^{(0)}$$

$$Q_\mu^{(1)} = Q_{\mu 1}^{(2)} * Q_{\mu 2}^{(2)} * \ldots * Q_{\mu M_\mu^{(1)}}^{(2)}$$

$$Q_{\mu\nu}^{(2)} \cap Q_{\mu k}^{(2)} = \emptyset, \quad \forall \nu \neq k$$

$$Q_{\mu\nu \ldots j}^{(r)} = A_i, \quad i = 1, 2, \ldots, N$$

Relația binară definită mai sus poate primi orice particularizare în cadrul acestei structuri arborescente complexe.

Aplicăm o astfel de structură S_c structurii arborescente asociată determinării randamentului cazanelor de abur prin metoda directă:

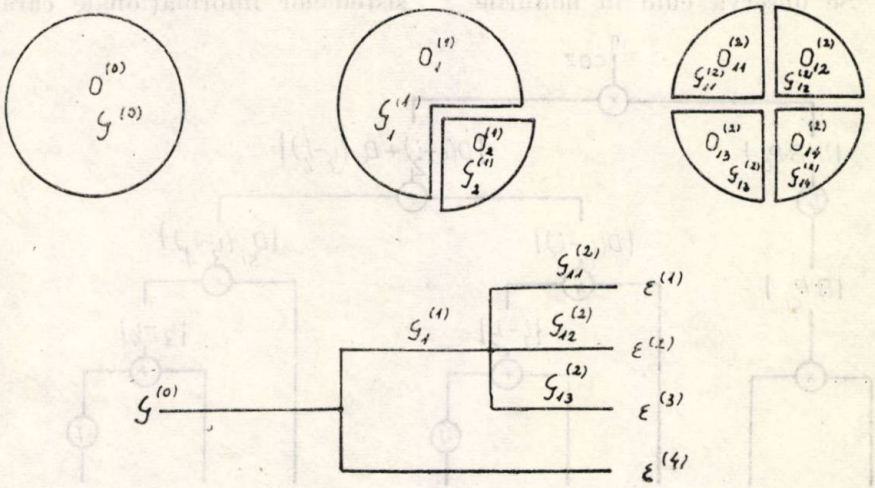


Fig. 2. Model de structură arborescentă multiplicativă.

Denumirea de structură arborescentă multiplicativă, spre deosebire de structura arborescentă sumativă, unde ramificațiile erau „adăugate" (însumate), în cazul de față, la fiecare nod de arborescență ramificațiile $\mathcal{G}$ sînt „multiplicate".

Pentru fiecare nod de arborescență se poate defini o mărime J, care să evalueze interdependența dintre ramurile ce corespund nodului respectiv.

Structuri arborescente complexe

Fie $A_1 = \{a_{i1}, a_{i2}, \ldots, a_{in}\}$ și $A_j = \{a_{j1}, a_{j2}, \ldots, a_{jm}\}$ două blocuri indivizibile. Se definește o relație binară între elementele $a_{ik} \in A_i$ și $a_{jl} \in A_j$ astfel

$$\left.\begin{array}{l} \forall\, a_{ik} \in A_i \\ \forall\, a_{jl} \in A_j \end{array}\right\} \exists\, (a_{ik}, a_{jl}) \in A_i \times A_j \qquad \begin{array}{l} i, j = 1, 2, \ldots, N \\ k = 1, 2, \ldots, n \\ l = 1, 2, \ldots, m \end{array}$$

Se spune că se generează o structură arborescentă complexă S_c pe un sistem complet de blocuri indivizibile $A_1, A_2, \ldots A_N$, atunci cînd sînt realizate următoarele condiții:

$$Q^{(0)} = Q^{(1)} * Q_2^{(1)} * \ldots * Q_{M^{(0)}}^{(1)}$$

$$\eta_{caz} = \frac{Q}{B \cdot P_{ci}},$$

în care

Q este cantitatea de căldură produsă de cazan, kcal/h;

B — cantitatea de combustibil consumată orar, kg/h;

P_{ci} — puterea calorică inferioară a combustibilului, kcal/kg.

Cantitatea de căldură produsă de cazan, în cazul în care se neglijează debitul de apă purjată, este dată de relația:

$$Q = D\,(i_1 - i_2) + D_{si}\,(i_3 - i_4)$$

în care s-a notat cu:

D — debitul de abur supraîncălzit (primar) al cazanului, kgf/h;

D_{si} — debitul de abur supraîncălzit intermediar al cazanului, kgf/h;

i_1, i_3, i_4 — entalpii ale aburului, kcal/kgf;

i_2 — entalpia apei de alimentare a cazanului, kcal/kgf.

Un calculator electronic de proces poate determina debitul de căldură pe baza relației de mai sus, în care debitele de abur D și D_{si} sînt măsurate direct și eventual corectate.

Entalpiile i_1, i_2, i_3, i_4 nu pot fi măsurate direct. Ar putea fi determinate în funcție de temperatură și presiune din tabelele termodinamice ale apei și aburului, însă aceasta ar încărca excesiv memoria calculatorului. Din acest motiv s-a recurs la utilizarea unor relații care dau entalpia aburului supraîncălzit în funcție de temperatură și presiune.

Cu aceste elemente se generează structura S_c din figura 3. Se observă cum în nodurile

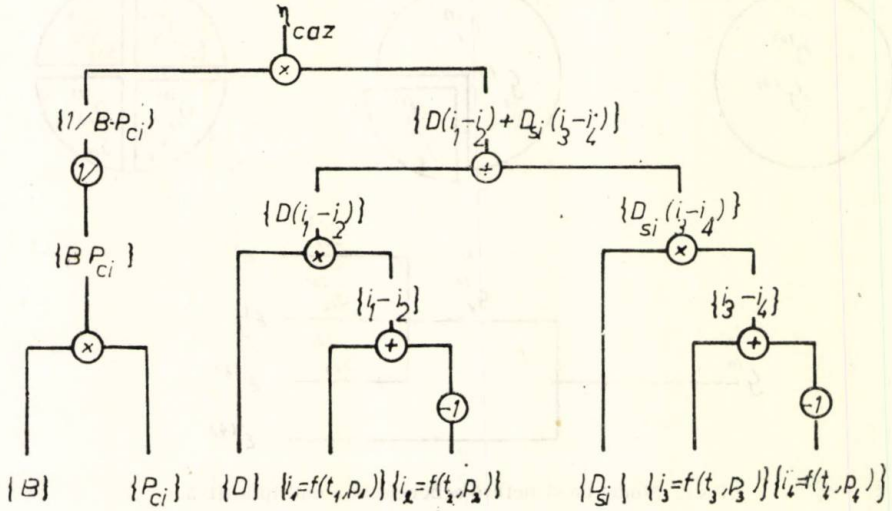


Fig. 3. Structură arborescentă complexă asociată calculului de randament al unui cazan dintr-o CTE, prin metoda directă.

structurii nu mai apare invariant relația de sumă sau cea multiplicativă. De aceea structura prezentată (S_c) se numește „structură complexă".

Structurile complexe apar tot mai frecvent la grupurile de mare putere, prin necesitatea transformării tot mai profunde a informațiilor de stare în informații de stare și comandă sau chiar în informații de comandă.

Concluzii

Optimizarea sistemelor informaționale caracteristice blocurilor energetice de mare putere se poate face numai cu ajutorul modelării matematice.

Modelul, instrument complex al muncii de cercetare științifică, apare tot mai frecvent ca o necesitate obiectivă în studierea proceselor informaționale.

Generarea structurilor arborescente sumative este specifică sistemelor complete de evenimente elementare și cîmpurilor de probabilitate corespunzătoare. Realizarea lor permite studierea proceselor de informare sub un nou aspect, organizatoric-structural.

Generarea structurilor arborescente multiplicative este specifică sistemelor de blocuri indivizibile de evenimente elementare și spectrelor logice corespunzătoare. Modelarea proceselor de informare cu ajutorul acestei structuri este foarte utilă în proiectarea punctelor de comandă cu tablouri și/sau pupitrelor de comandă și control ce conțin informații primare.

Generarea structurilor arborescente complexe apare ca necesară în proiectarea și optimizarea sistemelor informaționale caracteristice blocurilor termoenergetice mari, dotate chiar cu calculatoare electronice de proces. Structura arborescentă capătă în acest caz un caracter operațional.

Optimizarea sistemelor informaționale caracteristice blocurilor termoenergetice de putere mare se impune a fi făcută tot mai mult încă din faza de proiectare.

Bibliografie

[1] Badea, A. *Automatizarea instalațiilor termoenergetice*. București, Institutul politehnic, 1974.

[2] Brătianu, C. *Modelarea matematică a sistemelor informaționale caracteristice blocurilor termoenergetice*. Referat de doctorat nr. 3, Institutul politehnic București, 1975.

[3] Brătianu, C. *Analiza structurării sistemelor informaționale caracteristice blocurilor termoenergetice, în vederea modelării lor matematice*. Referat de doctorat nr. 2, Institutul politehnic București, 1975.

[4] Zadeh, L. A. și Polak, E. *Teoria sistemelor*, Editura tehnică, București, 1973.

[5] Watanabe, S. *Knowing and guessing. A quantitative study of inference and information*, New-York, 1969.

(Articol intrat în redacție la 29 martie 1977)

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 536.24.001.57

Лека, А.: **Эксергетический анализ теплообменников**

Описывается метод расчета эксергетических потерь и эксергетический к.п.д. теплообменника. Представлен один пример расчета, а также и преимущество этого метода.

Energetica 25 (1977), № 7, стр. 216–221

ДК 621.165 :621.438 :536.24.004.15

Стан, Н., Стан, М., Присекару, И. и *Лека, А.:* **Предельные технические характеристики пароводяных теплообменников турбоагрегатов ВТ-50 для приготовления горячей воды**

Путем расчета определяется разнообразие тепловой эффективности этих двух теплообменников турбины ВТ-50 в зависимости от расхода и температуры воды сети. С помощью проведенных кривых можно оценить внутренее состояние теплообменников.

Energetica 25 (1977), № 7, стр. 222–227

ДК 621.311.2 :621.039 :621.165

Манеа, Д.: **Возможности использования некоторых конструктивных сторон турбины F1C-330 при осуществлении турбины с насыщенным паром для атомных электростанций**

Анализируется возможность использования некоторых узлов и конструкторских сторон турбины F1C-330 на атомных электростанциях типа PWR. Проведенный анализ демонстрирует возможность интегрального использования большинства узлов со стороны низкого давления турбины F1C-330, а также частично и с небольшим изменениями и других конструктивных сторон турбины.

Energetica 25 (1977), № 7, стр. 228–232

ДК 621.771 :662.74

Михэеску, Л. и *Михэеску, Т.:* **Срочные методы по расчету молотковых и вентиляторных мельниц. Участие в определении способности для сушки углей**

Energetica 25 (1977), № 7, стр. 232–244

ДК 621.3.016 + 621.317.78 :339

Килиени, Ст., Луштреа, Б., Кришан, О. и *Бута, А.:* **Прогноз потребления электроэнергии и пиковой мощности, проведенной в зоне некоторых предприятий электрических сетей, используя электронную вычислительную машину FELIX-C-256. Вторая часть — Обработка и представление результатов для потребления электроэнерги**

Представлена методология выбора оптимальных вариантов и результаты, полученные вследствие обработки вариантов прогнозирования, произведенных для потребления энергии, методология которых была представлена в I-й части.

Energetica 25 (1977), № 7, стр. 245–252

ДК 621.314

Селиский, Ал.: **Выбор реактанцы для трансформаторов, снабжающих внутренние службы**

Energetica 25 (1977) № 7, стр. 252–256

ДК 621.3.04 :621.316.9

Якоб, Д.: **Перенапряжения в возбуждающем контуре**

Анализируются явления перенапряжений, которые появляются в системах возбуждения, оборудованных полупроводниковыми элементами мощности синхронных генераторов.

Energetica 25 (1977), № 7, стр. 256—261

ДК 621.362/.363

Брэтиану, К. и *Попеску, К.:* **Возможности оптимизации информативных систем характерных теплоэнергетических блоков больших мощностей**

Energetica 25 (1977), № 7, стр. 261–264

INHALTSVERZEICHNIS

DK 536.24.001.57

Leca, A. : **Exergetische Untersuchung der Wärmeaustauscher**

Es wird die Berechnungsweise der Exergieverluste sowie des exergetischen Wirkungsgrads eines Wärmeaustauschers beschrieben. Ferner wird ein Berechungsbeispiel angeführt und die aus dem Verfahren hervorgehenden Vorteile gezeigt.

Energetica 25 (1977), H. 7, S. 216–221

DK 621165 :621.438 :536.24.004.15

Stan, N., Stan, M., Prisecaru, I. und *Leca, A.* : **Leistungen der Wasserdampf-Wasser-Wärmeaustauscher eine VT-50-Turbinensatzes bei der Warmwasseraufbereitung**

Durch Berechnung wird die Änderung der thermischen Wirkung der zwei Wärmeaustauscher der VT-50-Turbine in Abhängigkeit vom Durchsatz und der Temperatur des Netzwassers bestimmt. Der Innenzustand der Wärmeaustauscher kann dann mit Hilfe der dabei aufgestallten Kurven beurteilt werden.

Energetica 25 (1977), H. 7, S. 222–227

DK 621.311.2 :621.039 :621.165

Manea, D. : **Möglichkeiten der Verwendung von Bauteilen der F1C-330-Turbine bei der Entwicklung einer Sattdampfturbine für Kernkraftwerke**

Es wird die Möglichkeit der Verwendung von Anlagen-und Bauteilen der F1C-330-Turbine für ihren Einsatz in einem PWR-Kernkraftwerk untersucht. Im Ergebnis dieser Untersuchung wird die Möglichkeit vollständiger Wiederverwendung des grössten Teils der Niederdruck-Anlagenteile der F1C-330-Turbine sowie unter geringfügiger Änderung auch weiterer Turbinenteile bestätigt.

Energtica 25 (1977) H. 7, S. 228–232

DK 621.771 :662.74

Mihăescu, L. und *Mihăescu, T.* : **Schnellverfahren zur Berechnung von Hammer-und Ventilatormühlen. Beiträge zur Bestimmung der Abtrocknungsfähigkeit der Kraftwerkskohle**

Energetica 25 (1977), H. 7, S. 232–244

DK 621.3.016 + 621.317.78 :339

Kilyeni, St., Luştrea, B., Crişan. O. und *Buta, A.* : **Prognose des Verbrauchs an elektrischer Energie und Spitzenleistung im Bereich eines Netzunternehmens unter Verwendung eines FELIX-C-256-Rechners. Teil II : Bearbeitung und Vorführung der Ergebnisse für den Elektroenergieverbrauch**

Es wird das Auswahlverfahren der optimalen Varianten sowie die infolge der Bearbeitung der für die Bestimmung der Energieverbrauchs durchgeführten Prognosevarianten vorgeführt, deren Bestimmungsverfahren im Teil I behandelt wurde.

Energetica 25 (1977), H. 7, S. 245—252

DK 621.314

Selischi, Al. : **Auswahl der Reaktanz von Eigenbedarf-Speisetransformatoren**

Energetica 25 (1977), H. 7, S. 252–256

DK 621.3.04 :621.316.9

Iacob, D. : **Überspannungen im Erregungskreis**

Es werden die Überspannungserscheinungen untersucht, die in den mit Leistungshalbleiterelementen bestückten Erregungssystemen der Synchrongeneratoren auftreten.

Energetica 25 (1977), H. 7, S. 256–261

DK 621.362/.363

Brătianu, C. und *Popescu, Cr.* : **Möglichkeiten der Optimierung der bei der Grossleistungs-Wärmekraftwerksblöcken üblichen Datenerfassungssystemen**

Energetica 25 (1977), H. 7, S 261–264

SOMMAIRE

CD 536.24.001.57

Leca, A. : **Analyse exergétique des échangeurs de chaleur**

On décrit la modalité de calculer les pertes d'exergie et le rendement exergétique d'un échangeur de chaleur. Sont également présentés un exemple de calcul et les avantages de ce procédé.

Energetica 25 (1977), no. 7, p. 216–221

CD 621.165 :621.438 :536.24.004.15

Stan, N., Stan M., Prisecaru, I. et *Leca, A.* : **Performances des échangeurs de chaleur vapeur-eau pour le traitement de l'eau bouillante du groupe turbogénérateur VT-50**

La variation de l'efficience thermique des deux échangeurs de chaleur de la turbine VT-50 est calculée en fonction du débit et de la température de l'eau de réseau. A l'aide des courbes tracées on peut déterminer l'état intérieur des échangeurs.

Energetica 25 (1977), no. 7, p. 222–227

CD 621.311.2 :621.039 :621.165

Manea, D. : **Possibilités d'utiliser les parties constructives de la turbine F1C-330 dans le but de réaliser une turbine à vapeur saturée pour les centrales nucléaires**

L'auteur analyse la possibilité d'utiliser certains sous-ensembles et parties constructives de la turbine F1C-330 dans une centrale nucléaire du type PWR. Cette analyse fait état de la possibilité de ré-utiliser intégralement la plupart des sous-ensembles de la partie basse pression de la turbine F1C-330, et partiellement, avec de petites modifications, d'autres parties constructives de la turbine.

Energetica 25 (1977), no. 7, p. 228–232

CD 621.771 :662.74

Mihăescu, L. et *Mihăescu, T.* : **Méthodes rapides pour calculer les moulins à marteaux et à ventilateur. Contributions à la détermination de la capacité de séchage des charbons**

Energetica 25 (1977), no. 7, p. 232–244

CD 621.3.016 + 621.317.78 :339

Kilyeni, St., Lustrea, B., Crișan, O. et *Buta, A.* : **Prognose de la consommation d'énergie électrique et de puissance de crête estimée pour une entreprise d'électricité, à l'aide de l'ordinateur FELIX-C-256. Deuxième partie : Traitement et présentation des résultats concernant la consommation d'énergie électrique**

Sont présentés la méthodologie du choix des variantes optimales et les résultats obtenus à la suite du traitement des variantes de prévision, effectué pour la consommation d'énergie, dont la méthodologie a été présentée dans la première partie de cet article.

Energetica 25 (1977), no. 7, p. 245–252

CD 621.314

Selischi, Al. : **Choix de la réactance pour les transformateurs d'alimentation des services internes**

Energetica 25 (1977), no. 7, p. 252–256

CD 621.3.04 :621.316.9

Iacob, D. : **Les surtensions du circuit d'excitation**

Sont analysés les phénomènes des surtensions surgies dans les systèmes d'excitation munis d'éléments semi-conducteurs de puissance des alternateurs synchrones.

Energetica 25 (1977), no. 7, p. 256–261

CD 621.362/.363

Brătianu, C. et *Popescu, Cr.* : **Possibilités d'optimisation des systèmes informationnels caractéristiques pour les tranches thermiques de grande puissance**

Energetica 25 (1977), no. 7, p. 261–264

CONTENTS

DC 536.24.001.57

Leca, A. : **An exergetical analysis of heat exchangers**

The paper shows the method of calculation the exergy losses and the exergetical efficiency of a heat exchanger. It also shows a calculation model as well as the process advantages.

Energetica 25 (1977), nr. 7, p. 216–221

DC 621.165 :621.438 :536.24.004.15

Stan, N., Stan, M., Prisecaru, I. and *Leca, A.* : **Performances of steam water heat exchangers for hot water preparation of turbo-generator group VT-50**

The variation of the two heat exchanger thermal efficiency of the VT-50 turbine is determined by means of calculations, depending on the system water discharge and temperature. The inner state of exchangers may be estimated by means of trace curves.

Energetica 25 (1977), nr. 7, p. 222–227

DC 621.311.2 :621.039 :621.165

Manea, D. : **Possibilities of using some constructive parts of the F1C-330 turbine in order to achieve a saturate steam turbine for nuclear power stations**

The paper analyses the possibilities of using some subansemblies and constructive parts of the F1C-330 turbine within a PWR nuclear power station. The analysis shows the possibilities of complete reusage of the majority of subassemblies, a tthe lower pressure side of the F1C-330 turbine and partial reusage of the other turbine constructive parts.

Energetica 25 (1977), nr. 7, p. 228–232

DC 621.771 :662.74

Mihăescu, L. and *Mihăescu, T.* : **Rapid methods of calculation the hammer ventilator mills. Contributions to determining the capacity of coal drying**

Energetica 25 (1977), nr. 7, p. 232–244

DC 621.3.016 + 621.317.78 :339

Kilyeni, St., Lustrea, B., Crișan, O. and *Buta, A.* : **Prognosis of electrical power and peak power consumption effected within the area of a power system enterprise by using the FELIX-C-256 computer. The second part: Processing and presenting the results for power consumption**

The paper shows the methodology of choosing the best versions as well as the results obtained after processing the prognosis versions effected for the power consumption whose methodology was shown in the first part.

Energetica 25 (1977), nr. 7, p. 245–252

DC 621·314

Selischi, Al. : **Choisee of reactance for supply transformers of internal services**

Energetca 25 1977), nr. 7, p. 252–256

C 621.3.04 :621.316.9

Iacob, D. : **Overvoltages within the energizing circuit**

The paper analyses the overvoltage phenomena existing within the energizing systems equipped with semiconductor power elements of alternators.

Energetica 25 (1977), nr. 7, p. 256–261

DC 621.362/.363

Brătianu, C. and *Popescu, C.* : **Possibilities of optimizing the informational systems characteristic for thermoenergetical blocks of high power**

Energetica 25 (1977), nr. 7, p. 261–264

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din R.S. România. Redacţia: Bucureşti, Str. Doamnei 14—16 Sectorul 4. Telefon: 15 08 90. Instituţiile pot achita abonamente pentru biblioteci şi cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Preţul unui exemplar: 5 lei. Taxele poştale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. I. c. 7397

41 401

1978 JAN 27

E 2034

MW

8

VOLUMUL XXV
BUCUREȘTI AUGUST 1977

energetica

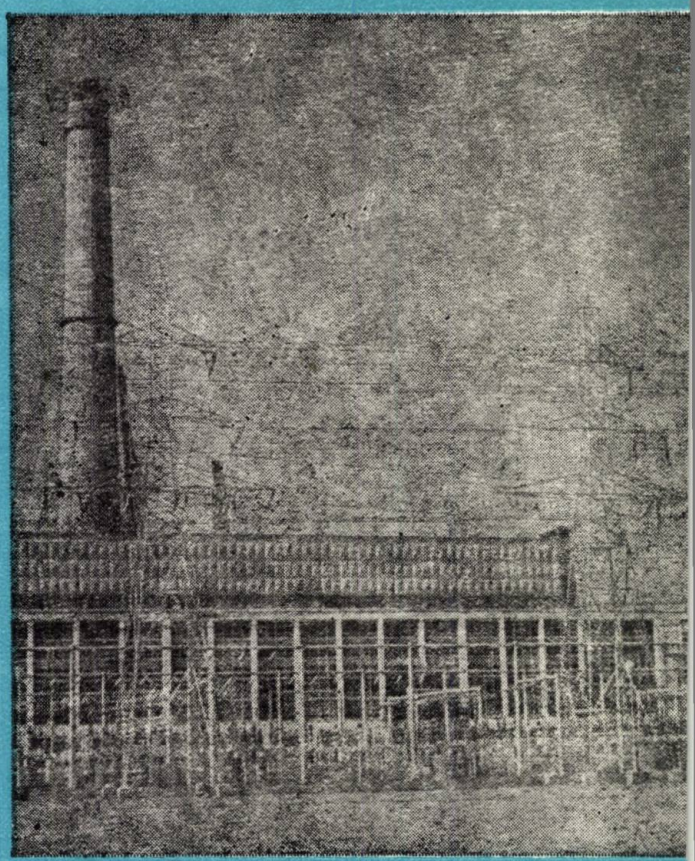
0 6 12 18 24

ROMENERGO

ROMENERGO

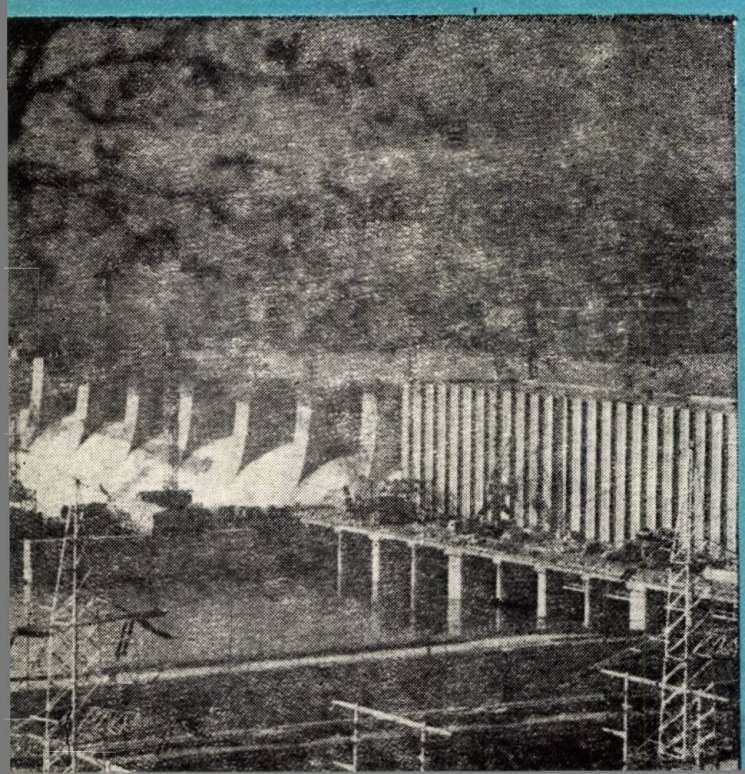
Foreign Trade State Company

carries on services in the power field, ranging from studies and designs up to project commissioning, through the specialized units within the Ministry of Electric Energy



ROMENERGO exports :

- high, medium and low voltage lines;
- transformer and distribution points and stations ;
- poles and fittings for high, medium and low voltage lines ;
- erection and assembling of power projects, carried out abroad for thermo- and hydropower stations, dams, hydrotechnical constructions, etc.;
- export and transport of electric power ;
- studies, designs, technical assistance, experts' account in the power field as well as other specific engineering activities



ROMENERGO imports :

- complex power installations and equipments for all fields of thermo and hydro - as well as nuclear - energy generation ;
- equipments and components releva for the energetic field, spare parts included ;
- equipments, apparata and material for erection-assembling jobs of hig medium and low voltage lines, as well as for "key" supplies.

1, Lacul Tei Blvd., sector
BUCHAREST – ROMANIA
Telex: 11525 ROMENG-R
Telephone: 12.13.26

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE
ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR
DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 25 Nr. 8 augu st

MŰSZAKI KÖNYVTÁR DOKUMENTÁCIÓS OSZTÁLY 1883

Cuprinsul

		Pag.
P. Dimo	**Modelul REI, indicatorii şi sparsitatea în analiza sistemelor electroenergetice interconectate**	267—279
O. Ţuţuianu	**Aspecte actuale privind analiza eficienţei sistemelor energo-tehnologice**	279—283
Viorica Dodu	**Metodica determinării fluxului de neutroni termici în interiorul zonei active, cu aplicaţii la reactoarele nucleare energetice**	284—288
M. Chirica, G. Georgescu şi *V. Marinescu*	**Posibilităţi de utilizare a tratării magnetice a apei în sistemul energetic**	289—293
St. Kilyeni, B. Luştrea, O. Crişan şi *A. Buta*	**Prognoza consumului de energie electrică şi putere de vîrf efectuată în zona unui IRE utilizînd calculatorul FELIX-C-256. Partea III—Prelucrarea şi prezentarea rezultatelor pentru vîrful de putere. Concluzii**	293—296
I. Prelipcean şi *R. Sfichi*	**Consideraţii privind calculul factorului de reducere introdus în conductorul de protecţie al LEA 110 kV simplu circuit aflate în paralelism cu linii de telecomunicaţii**	297—301
D. Iacob	**Funcţiile de transfer şi dimensionarea elementelor unui sistem de excitaţie fără inele şi perii în circuitul generatorului principal cu un singur generator de excitaţie inversat (indus rotativ, inductor static) autoexcitat**	301—306
C. Brătianu şi *Cr. Popescu*	**Analiza structurală a sistemului informaţional al grupului românesc de 330 MW**	307—310

**Revista apare sub îndrumarea
Consiliului ştiinţific
al Institutului central de cercetări energetice**

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.311:051.7

Димо, П.: **Модель РЭИ, показатели и сквазность в анализе обширных об ъединенных электроэнергетических систем**

Представлены возможности моделей РЭИ в анализе объединенных систем. Эти модели используют синтетические чнформации (общие мощности, производимые и потребляемые в какой-то области, национальной системе или подсистеме), что позволяет получение сокращенных моделей, которые сохраняют все-же отношения «вход-выход" достаточно точно. Модели РЭИ, подражающие физической реальной системе, ассоциируются с аналогичными моделями (узловые изображения,) характерными узловому анализу, дающие человеку улучшенные положения в отношениях человек-машина (исследовательский работник-электронная машина). Метод сквазности, который может быть выражен «символичной" моделью, следя за самыми простыми технологическими аспектами в преобразовании реальной физической системы для расчета ассоциируется непосредственно моделями РЭИ, которые получаются путем вывода из терминов математической модели.

Energetica 25 (1977), №. 8, стр. 267–279

ДК 621.3.016,004.1

Цуцуяну, О.: **Актуальные проблемы, касающиеся анализа эффективности энерготехнологических систем**

Предлагается новый метод анализа эффективности энерготехнологических систем, представляющих промышленные платформы, выявляя важность роли энергетической системы в рамках этого.

Energetica 25 (1977), № 8, стр. 279–283

ДК 621.039.5/.6

Доду, Виорика: **Методика определения потока термических нейтроннов внутри активно зоны с применением на ядерных энергетических реакторах**

Представлено измерение потока термических нейтроннов на ядерных энергетических реакторах с помощью самопитающихся детекторов.

Energetica 25 (1977), № 8, стр. 284–288

ДК 621.3:628.1

Кирика, М., Джоерджеску, Г. и *Маринеску, В.:* **Возможности использования магнитно обработки воды в энергосистеме**

Кратко представлены реализации в мировом масштабе, касающиеся магнитной обработки воды, методов определения эффективности магнитной обработки воды и типы использованных электромагнитных аппаратов. Также описывается тип электромеханического аппарата, реализованного ИЧЕМЭНЕРГОМ для лабораторных исследований ввиду использования охлаждающей воды при обработке конденсаторов турбин для предвидения образования известнового отложения.

Energetica 25 (1977), № 8, стр. 289–293

ДК 621.311.1:681.14

Килиени, Ст., Лустреа, Б., Кришан, О. и *Бута, А.:* **Прогноз потребления электроэнергии и пиково энергии, реализованно в зоне предприятия электрических сетей, используя электронную вычислительную машину FELIX-C-256. III-я часть — Обработка и представление результатов для пиковой мощности.**

Energetica 25 (1977), № 8, стр. 293–296

ДК 621.315.1:621.39

Прелипчеан, И. и *Сфики, Р.:* **Соображения относительно расчета факторо сокражения, введенного защитным проводником воздушных электрических линий 110 кв простой цепи, находящихся параллельно с линиями связи**

Прорабатывается проблема коррекции актуальных значений фактора снижения, введенного защитным проводником, который расчитывается электрическое напряжение, введенное продольно воздушной одноконтурной электрической линией 110 кв в линию связи, на находящуюся параллельно. Произведенная коррекция учитывает гальваническое распределение тока короткого замыкания, проходящего через опоры, находящиеся вблизи поврежденной ЛЭЛ, влияющей на линию связи.

Energetica 25 (1977), № 8, стр. 297–301

ДК 621.3.013

Якоб, Д.: **Функции передачи и размерность элементов одно системы возбуждения без колец и щеток в цепи главного генератора с одним обратновключенным самовозбуждающимся генератором возбуждения**

Energetica 25 (1977) № 8, стр. 301–306

ДК 621.362/.363

Братиану, К. и *Попеску, Кр.:* **Структурны анализ информационной системы румынского блока 330 МВт**

Energetica 25 (1977), 8, стр. 307–310

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.311:051.7

Dimo, P.: **REI-Modelle, Zeiger und Sparsität bei der Untersuchung ausgedehnter elektroenergetischer Verbundsysteme**

Im Beitrag werden die Möglichkeiten der REI-Modelle bei der Untersuchung moderner Verbundsysteme behandelt. Diese Modelle werten synthetische Daten (Gesamtleistungen, die in einem Gebiet, Untersystem oder Landessystem erzeugt oder verbraucht werden) aus, was die Erzielung vereinfachter Modelle ermöglicht, welche noch mit genügender Genauigkeit die Eingang-Ausgang-Beziehung reproduzieren können. Die ein reales physisches System nachbildenden REI-Modelle werden mit analogen Modellen (Knotenbilder) vereint, die einer Knotenuntersuchung charakteristisch sind, wodurch dem Menschen in seiner Beziehung zur Maschine (Forscher-Elektronenrechner) eine verbesserte Position ermöglicht wird. Das Sparsitätsverfahren (Auswertung leerer Matrizen), welches mit Hilfe eines die einfachsten topologischen Aspekte bei der berechnungsbedingten Umwandlung des realen physischen Systems verfolgenden symbolischen Modells interpretiert werden kenn, wird unmittelbar den REI-Modellen assoziert, die aus den Gliedern des mathematischen Modells abgeleitet werden.

Energetica 25 (1977), H. 8, S. 267–279

DK 621.3.016.004.1

Tufuianu, O.: **Aktuelle Aspekte bei der Untersuchung der Wirksamkeit energo-technologischer Systeme**

Es wird ein neues Verfahren zur Untersuchung der Wirksamkeit der zu Industriekomplexen zusammengeschlossenen energo-technologischen Systeme vorgeschlagen, wobei die ständig wachsende Bedeutung des im Rahmen des Industriekomplexes bestehenden elektroenergetischen Untersystems hervorgehoben wird.

Energetica 25 (1977), H. 8, S. 279–283

DK 621.039.5/.6

Dodu Viorica: **Verfahren zur Bestimmung des thermischen Neutronenflusses im Kerninneren eines Kernkraftreaktors**

Es wird Verfahren zur Messung des thermischen Neutronenflusses im Kerninneren der Kernkraftreaktoren mit Hilfe selbstgespeister Strahlungsgeber vorgeführt.

Energetica 25 (1977), H. 8, S. 284–288

DK 621.3:628.1

Chirica, M., Georgescu, G. und *Marinescu, V.:* **Anwendungsmöglichkeiten des Verfahrens zur magnetischen Wasserbehandlung im Kraftwerksbetrieb**

Nach einer kurzen Schilderung der Welterfahrung auf dem Gebiet der magnetischen Wasserbehandlung, der Verfahren zur Bestimmung der Behandlungswirksamkeit, sowie der dabei eingesetzten elektromagnetischen Geräte, wird ein ICEMENERG für Forschungszwecke entwickeltes Laborgerät beschrieben, welches bei der Kühlwasserbehandlung zur Vermeidung von Kalkablagerungen im Dampfturbinenkondensator Verwendung finden soll.

Energetica 25 (1977), H. 8, S. 289–293

DK 621.311.1:681.14

Kilyeni, Şt., Luştrea, B., Crişan, O. und *Buta, A.:* **Prognose des Verbrauchs an elektrischer Energie und Spitzenleistung im Bereich eines Netzunternehmens unter Verwendung des FELIX–C–256–Rechners. Teil III: Verarbeitung und Darstellung der Ergebnisse für die Leistungsspitze. Schlussfolgerungen**

Energetica 25 (1977), H. 8, S. 293–296

DK 621.315.1:621.39

Prelipcean, I. und *Sfichi, R.:* **Zur Berechnung des durch den Parallellauf des Schutzleiters einer einfachen elektrischen 110–kV–Freileitung in eine Fernmeldeleitung eingeführten Reduktionsfaktors**

Der Beitrag behandelt die Frage der Korrelation heutiger Werte des durch den Schutzleiter eingeführten Reduktionsfaktors, mit dessen Hilfe die durch eine einfache 110–kV–Übertragungsleitung entlang einer parallelgeführten Fernmeldeleitung induzierte elektrische Spannung berechnet wird. Diese Korrektion berücksichtigt die galvanische Verteilung des durch die in der Nachbarschaft einer Schadenstelle befindlichen Maste fleissenden Kurzschlussstroms einer die Fernmeldeleitung beeinflussenden HS-Freileitung.

Energetica 25 (1977), H. 8, S. 297–301

DK 621.3.013

Iacob, D.: **Übertragungsfunktionen und Dimensionierung von Teilen eines ring-und bürstenlosen Erregungssystems im Stromkreis des Hauptgenerators mit einem umgekehrt geschalteten selbsterregten Erregungsgenerator (rotierenden Anker, statischer Induktor)**

Energetica 25 (1977), H. 8, S. 301–306

DK 621.362/.363

Brătianu, C. und *Popescu, Cr.:* **Strukturuntersuchung des Datenerfassungssystems des 330–MW–Maschinensatzes rumänischer Herstellung**

Energetica 25 (1977), H. 8, S. 307–310

SOMMAIRE

CD 621.311:051.7

Dimo, P.: **Modèle REI, indicateurs et sparsité (matrices vides) dans l'analyse des systèmes électroénergétiques vastes interconnectés**

On présente les possibilités des modèles REI dans l'analyse des systèmes interconnectés modernes. Ces modèles utilisent des informations synthétiques (puissances totales, produites ou consommées dans une région, système national ou sous-système), ce qui permet d'obtenir des modèles réduits, qui gardent néanmoins les relations „entrée-sortie" suffisamment exactes. Les modèles REI, imitatifs du systèmes physique réel, sont associés à des modèles analogiques (image nodale) propres à „l'analyse nodale", conférant à l'homme une position améliorée dans les relations homme-machine (chercheur — ordinateur électronique). La méthode de la „sparsité", qui peut être interprétée par le modèle „symbolique", visant aux aspects topologiques les plus simples des transformations du système physique réel pour le calcul, s'associe directement aux modèles REI, déduits des termes du modèle mathématique.

Energetica 25 (1977), no. 8, p. 267–279

CD 621.3.016.004.1

Ţuţuianu, O.: **Aspects actuels concernant l'analyse de l'efficience des systèmes energo-technologiques**

Une nouvelle méthode est proposée pour analyser l'efficience des systèmes energo-technologiques constituant les plate-formes industrielles et pour relever le rôle toujours plus important du sous-système énergétique respectif.

Energetica 25 (1977), no. 8, p. 279–283

CD 621.039.5/.6

Dodu Viorica: **Méthodologie pour déterminer le flux de neutrons thermiques à l'intérieur de la zone active et applications aux réacteurs nucléaires énergétiques**

On expose la méthode du flux de neutrons thermiques dans les réacteurs nucléaires énergétiques à l'aide des détecteurs autoalimentés.

Energetica 25 (1977), no. 8, p. 284–288

CD 621.3:628.1

Chirica, M., Georgescu, G. et *Marinescu, V.:* **Possibilités d'utiliser le traitement magnétique de l'eau dans le système énergétique**

Les auteurs présentent les réalisations sur le plan mondial concernant le traitement magnétique de l'eau, les méthodes pour déterminer l'efficacité du traitement magnétique de l'eau et les types d'appareils électromagnétiques utilisés. Ils décrivent de même le type d'appareil électro-mécanique réalisé par ICEMENERG pour les recherches en laboratoire, destiné à être utilisé dans le traitement de l'eau de refroidissement des condensateurs des turbines pour prévenir les dépôts de calcaire.

Energetica 25 (1977), no. 8, p. 289–293

CD 621.311.1:681.14

Kilyeni, St., Luştrea, B., Crişan, O. et *Buta, A.:* **Prognose de la consommation d'énergie électrique et de la puissance de crête, effectuée dans la zone d'une entreprise d'électricité, en utilisant l'ordinateur FELIX–C–256. Troisième partie: Traitement et présentation des résultats concernant la pointe de puissance. Conclusions**

Energetica 25 (1977), no. 8, p. 293–296

CD 621.315.1:621.39

Prelipcean, I. et *Sfichi, R.:* **Considérations sur le calcul du facteur de réduction introduit par le conducteur de protection des lignes électriques aériennes 110 kV, se trouvant en parallélisme avec les lignes de télécommunications**

On traite le problème de la correction des valeurs actuelles du facteur de réduction introduit par le conducteur de protection, à l'aide duquel est calculée la tension électrique introduite longitudinalement par une ligne électrique aérienne 110 kV simple dans une ligne de télécommunications avec laquelle elle est parallèle. La correction faite envisage la répartition galvanique du courant de court-circuit par les pylônes avariés des lignes électriques aériennes influençant la ligne de télécommunications.

Energetica 25 (1977), no. 8, p. 297–301

CD 621.3.013

Iacob, D.: **Les fonctions de transfert et le calcul des dimensions des éléments d'un système d'excitation sans anneaux ni balais dans le circuit de l'alternateur principal avec un seul alternateur d'excitation inversé (induit tournant, inducteur statique) autoexcité**

Energetica 25 (1977), no. 8, p. 301–306

CD 621.362/.363

Brătianu, C. et *Popescu, Cr.:* **Analyse structurale du système informationnel de la tranche énergétique roumaine 330 MW**

Energetica 25 (1977), no. 8, p. 307–310

CONTENTS

DC 621,311:051.7

Dimo, P.: **REI model, indicators and sparsity within the analysis of large, interconnected electroenergetic systems**

The paper shows the possibilities of the REI models within the analysis of the modern, interconnected systems. These models make use of synthetical information (total outputs, produced or consumed within a certain area, national system or subsystem) that allow the obtaining of reduced models which, nevertheless, keep the relations „input-output'' accurate enough. The immitative REI models of the real physical system are associated with the analogical models (nodal image) characteristic to the nodal analysis, which offer to man, improved positions within the relations man – instrument (researcher – electronic computer). The „sparsity'' method which may be interpreted with a „symbolic'' model, following the most common topologic aspects within the transformations of the real physical system for calculation, is directly associated to the REI models which are deduced from the terms of the mathematical model.

Energetica 25 (1977), nr. 8, p. 267–279

DC 621.3.016.004.1

Țuțuianu, O.: **Present aspects concerning the efficiency analysis of the energo-technological systems**

The author proposes a new method of analysing the efficiency of energo-technological systems which constitute industrial platforms, pointing out the more and more important part of the power subsystem.

Energetica 25 (1977), nr. 8, p. 279–283

DC 621.039.5/.6

Dodu, Viorica: **The method of determining the thermal neutron flux within the active area, with applications at atomic energy reactors**

The paper describes the measuring of thermal neutron flux within the atomic energy reactors by help of self-fed detectors.

Energetica 25 (1977), nr. 8, p. 284–288

DC 621.3:628.1

Chirica, M., Georgescu, G. and *Marinescu, V.:* **Possibilities of using magnetic water treatment within the power system**

The paper briefly describes the achievments on world level concerning magnetic water treatment, methods of determining the effectiveness of magnetic water treatment and the types of electro-magnetic apparata which are employed. The paper also presents the type of electromechanic apparatus achieved by ICEMENERG for laboratory researches with the view of its using for cold water treatment of the turbine condensers in order to prevent the limeous scale formation.

Energetica 25 (1977), nr. 8, p. 289–293

DC 621.311.1:681.14

Kilyeni, St., Luștrea, B., Crișan, O. and *Buta, A.:* **Prognosis of electrical power and peak power consumption accomplished within the area of an electrical network enterprise, using the FELIX–C–256 computer. The 3 rd part–Processing and presenting the results for peak power. Conclusions**

Energetica 25 (1977), nr. 8, p. 293–296

DC 621.315.1:621.39

Prelipcean, I. and *Sfichi, R.:* **Considerations regarding the calculation of the reducing factor introduced by the protection conductor of open-air transmission lines of 110 kV simple circuit which are parallel to the telecommunication lines**

The paper deals with the correction of actual values of the reducing factor introduced by the protection conductor by help of which there is computed the electric voltage, longitudinally introduced by an open-air transmission line of 110 kV simple circuit into a telecommunication line parallel to it. The correction which is accomplished, takes into account the galvanic repartition of the short circuit current by the pillars which are near by the faulted pillar of the open-air transmission line which influences the telecommunication line.

Energetica 25 (1977), nr. 8, p. 297–301

DC 621.3.013

Iacob, D.: **Transfer functions and dimensioning of the elements of an excitation system without rings and brushes within the circuit of the main generator with one single inversed excitation self-excited (rotative induced, static inductor)**

Energetica 25 (1977), nr. 8, p. 301–306

DC 621.362/.363

Brătianu, C. and *Popescu Cr.:* **Structural analysis of the informational system of the Romanian group of 330 MW**

Energetica 25 (1977), nr. 8, p. 307–310

Modelul REI, Indicatorii și Sparsitatea în analiza sistemelor electroenergetice interconectate

Dr. docent ing. **Paul Dimo**,
membru corespondent al
Academiei R.S.R.

Lucrarea rezumă dezvoltări recente ale Analizei Nodale pe modele REI efectuate în țară, corelate cu rezultate obținute cu aceleași modele în S.U.A., unde și-au găsit numeroase aplicații de curînd (1977) în analizele necesare siguranței în funcționare (vezi PICA Conf. 1977 [17], [18]; IEEE Summer Meeting 1977 [20] și cercetări în cadrul universităților [21, cu completări 1977], [22], [24] etc.). Funcționarea sistemului nostru electroenergetic pune azi probleme similare.

1. Punerea problemei

În legătură cu rețelele vaste interconectate, dintr-o lucrare recentă [1] s-au desprins cîteva concluzii, și anume :

a) Este necesar să se poată defini și determina o caracterizare a stărilor (normală, prealarmă, alarmă, avarie, postavarie etc.) rețelelor electroenergetice.

b) Calculele pe căi clasice deterministe pentru simulări sînt nesigure ca concluzii, din cauză că nu pot fi niciodată efectuate pentru numărul enorm de cazuri al unei rețele complexe și vaste.

c) În ultimul timp s-au propus metode stocastice, care par a avea în perspectivă o utilitate deosebită și oferă posibilități mai mari decît cele clasice deterministe [2], [3].

d) Apare important a se înlocui, acolo unde este posibil, calculele pe anumite cazuri concrete prin „indicatori". Ne apropiem astfel de diagnosticul medicului, care prin diverși indicatori (temperatura corpului, pulsul, analize etc.) caracterizează starea bolnavului (vezi pct. *a* de mai sus) [1].

Informatica apare, la rîndul ei, schimbată, prin apariția INFORMAȚIILOR SINTETICE.

1.1. *Informațiile sintetice*

Informația sintetică este o noțiune nouă, de importanță esențială în cazul sistemelor vaste interconectate. Trebuie utilizate modele în care să poată fi integrate date caracterizînd un sistem, o zonă sau subsistem în întregime prin cîteva date de intrare, cum ar fi : puterea totală produsă, puterea totală schimbată cu exteriorul etc. Aceste date „sintetice" sînt de multe ori singurele care pot fi considerate pentru sistemul exterior în analiza unei regiuni ce se păstrează cu adevărata identitate. Exteriorul sistemului cercetat, complex și vast, format din sisteme componente, nu poate fi în general identificat decît cu asemenea informații.

1.2. *Modelul*

Condiționat de aceste date de intrare, modelul poate apărea într-un fel pentru sistemul cercetat și diferit (sintetic) pentru exterior. Informațiile de care se dispune hotărăsc modelul ce trebuie utilizat într-o problemă sau alta.

2. Modele REI

2.1. *Modele REI de diverse tipuri*

Să rezumăm tipurile de modele REI așa cum au evoluat de la schema REI, care a alcătuit prima propunere expusă în monografia [4], și pînă la modelul propus pentru rețelele vaste (cap. 12 din [7] și [8]).

a) *Modelul REI pentru un nod* (schema REI), constituit pentru rețele simple slab buclate [4]. Ulterior aceeași schemă REI s-a constituit pentru rețele buclate și se extrăgea dintr-un model echivalent redus constituit în acest scop [5].

b) *Imaginea nodală* — creată pentru calculul grafic pe modelul *a*, adaptată pentru rețelele buclate [5]. Poate fi considerată imaginea sistemului „văzut" printr-un nod.

c) *Model REI de sistem* cu un nod fictiv unic al întregii sarcini [5].

d) *Model REI de sistem* cu un nod fictiv unic generator [5].

e) *Model REI de sistem cu generator unic și sarcină unică* (plus nodurile de frontieră) [5], [6], [7], [8].

f) *Model REI de sistem cu un număr oarecare* de noduri REI generatoare și de sarcină plus noduri de frontieră (vezi cap. 12 din [7] și [8]).

*

Modelele cu noduri fictive REI (*c*, *d*, *e*, *f*) de mai sus se constituie cu ajutorul rețelei cu bilanț energetic nul, cu ajutorul căreia se grupează un număr de noduri reale într-un singur nod fictiv.

2.2. *Interconectarea sistemelor (subsistemelor), modelată prin interconectarea echivalenților REI de sistem*

În analiza sistemelor vaste apare necesitatea următoarelor studii :

a) cercetarea evoluției stărilor unuia dintre sistemele (respectiv subsisteme) componente ;

b) cercetarea evoluțiilor relației de interconexiune ;

c) cercetări pentru anumite părți componente din sisteme, subsisteme, sau ale rețelei de inter-

conexiune, în anumite evoluții particulare ale restului sistemului interconectat.

*

Partea ce se dorește studiată poate rămîne în model cu adevărata ei identitate. Sistemele sau subsistemele vor fi limitate la nodurile lor de frontieră (vezi par. 12.6.2 din [8]) atît în cazul *a* cît și *b*. Interconexiunea dintre sistemele modelate cu echivalenți REI conduce la interconectarea echivalenților REI de sistem. Astfel, pentru sistemele vaste rezultă un model de tipul *f* (2.1) în care sînt păstrate noduri de frontieră, noduri REI fictive și părți (noduri sau rețele interne sau de interconexiune) cu adevărata lor identitate, ce rezultă din interconectarea modelelor REI de sistem.

2.3. *Importanța deosebită a nodurilor de frontieră în modelele REI ale sistemelor vaste*

Din cele de mai sus (par. 2.2) rezultă că nodurile de frontieră ale sistemelor componente rămîn în toate cazurile păstrate în model, atît în cazul *a* (2.2) cît și în *b* (2.2). În cazul *c* (2.2), nodurile de frontieră sînt cele care despart partea ce se analizează de restul sistemului.

În figura 1 este arătată topologia tip a unui sistem vast interconectat. Fiecare sistem com-

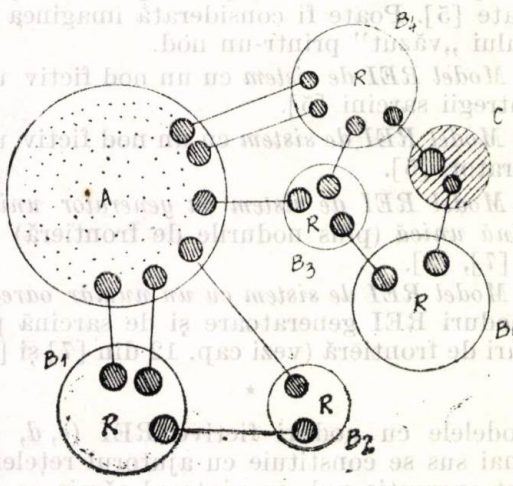


Fig. 1. Interconectarea modelelor REI.
Analiza sistemului *A* păstrat cu adevărata lui identitate. Nodurile de frontieră își păstrează rolul în topologia modelului, același cu cel pe care îl au în topologia rețelei reale.

ponent poate, la rîndul său, să fie descompus în subsisteme, topologia lui luînd un aspect caracteristic asemănător, în care nodurile de frontieră apar acum pentru delimitarea subsistemelor interne.

Se poate observa ușor că informațiile sintetice definesc în interiorul unor *noduri de frontieră* (care limitează un sistem, un subsistem sau o zonă) un ansamblu de noduri interne care au naturi apropiate (generatoare, sarcini de diverse tipuri — vezi cap. 12 din [8]). Nodurile de frontieră au, prin aceasta, un rol esențial în modelul redus al rețelelor vaste. Starea lor rezultă din starea rețelei interne și cea a sistemului exterior legat prin rețeaua de interconexiune la alte noduri de frontieră. Aceste noduri ocupă o poziție „centrală" în modelele REI, justificată de importanța lor în sistemul fizic.

2.4. *EVOLUȚII ÎN METODELE DE CALCUL, utilizate în ANALIZA NODALĂ*

Metodele grafice de calcul propuse în [4] pe „imagini nodale" rămîn azi [5], [6], [7], [8] depășite. Cunoașterea lor rămîne utilă în înțelegerea fenomenelor „*vizualizate*" pe ecrane periferice ce pot reda azi „imagini nodale". Obținerea schemelor REI și a imaginilor nodale în multe noduri, așa cum s-a încercat în primele propuneri de calcul [5] pentru rețele dezvoltate, s-a dovedit o complicație inutilă. „Vizualizarea" rămîne interesantă, dar în general este suficientă pentru un singur nod (de exemplu, cel format în locul incidentului în regimuri tranzitorii). Analiza stărilor „văzută" prin un singur nod nu mai pune probleme speciale de calcul. Astfel, în cazul rețelelor vaste, problema calculului se rezumă la eliminări de noduri, formări de noduri REI și la reducerea modelului pînă la limita maximă posibilă care poate da încă un răspuns la problemele cercetate cu o aproximație acceptabilă (cap. 12 din [8]). Să examinăm cîteva aspecte ale nodurilor REI artificiale, în legătură cu exactitatea modelelor astfel formate. Ele se formează cu ajutorul unei rețele auxiliare care nu modifică bilanțul energetic la frontiera sistemelor în care s-au format asemenea noduri artificiale.

3. Rețeaua cu bilanț energetic nul

3.1. Caracteristici [9]

În figura 2 se arată reducerile nodurilor *s* cu o rețea auxiliară cu bilanț energetic nul. Ea satisface conceptul REI, deoarece este radială (R), echivalentă (E) cu partea corespunzătoare a nodurilor la care este legată (1 ... *m* ... *n* pe figura 2) și pe care le înlocuiește, conducînd la puteri și injecții de curent identice, și independentă (I) de topologia sau starea rețelei reale dincolo de nodurile la care este legată. Fiind o rețea de admitanțe, nodurile 0′, 1 ... *m* ... *n* pot fi eliminate, iar nodul *e* va injecta în rețeaua redusă rezultantă o putere egală cu suma puterilor nodurilor înlocuite și un curent egal cu suma injecțiilor de curent înlocuite. Ea se constituie pentru un regim de referință [5], [6], [7], [8], [9]. Dacă notăm cu *I* modulul curenților și cu *Y* admitanțele cantități complexe, relația reprezen-

tînd „bilanțul energetic nul" al acestei rețele auxiliare este (fig. 2):

$$\frac{I_e^2}{Y_e} = \sum_{m=1}^{m=n} \frac{I_m^2}{Y_m} \qquad (1)$$

Notăm că relația (1) este satisfăcută și pentru curenți I cantități complexe. Ea mai poate fi

3.2. *TENSIUNEA NODULUI CENTRAL (0′) în alte regimuri*

Bilanțul energetic nul rămîne la fel dacă toți curenții I_m sînt înmulțiți cu o constantă complexă K. Notăm deci:

Cazul 1 — Variația curenților:

$$\frac{K_i^2 I_e^2}{Y_e} = \sum_{m=1}^{m=n} \frac{K_i^2 I_m^2}{Y_m} \qquad (5)$$

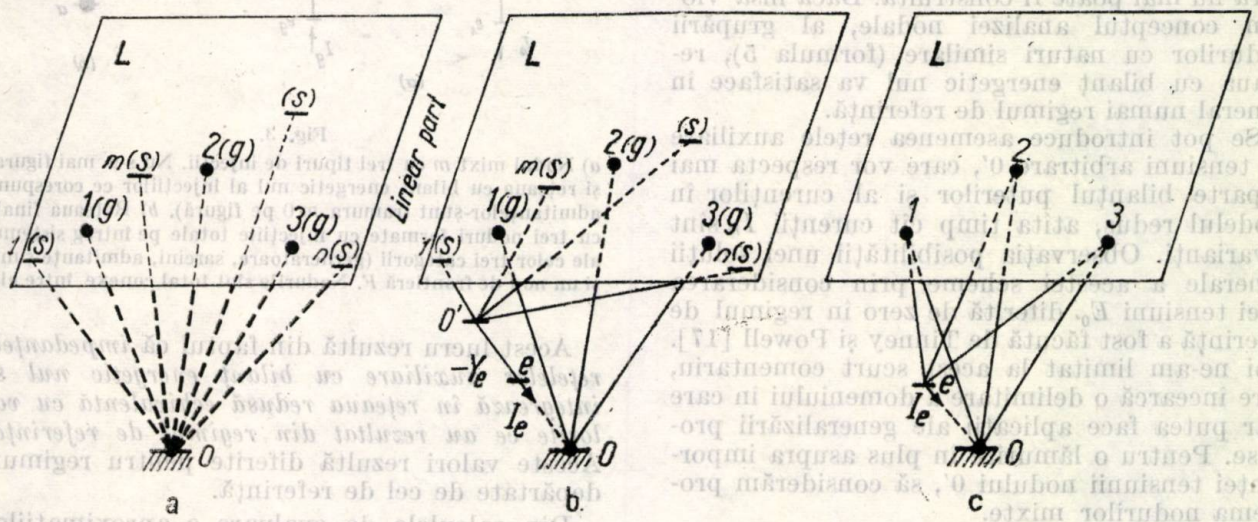


Fig. 2.

a) Rețeaua originală: L — partea liniară; s — noduri cu sarcină; $1, 2, 3\,g$ — noduri generatoare (s_0 și g_0 ramuri neliniare).
b) Se leagă nodurile s, rețeaua liniară (formată din admitanțe) radială cu centrul în 0′ și o ramură $0'e$ către nodul ce va deveni după reducere nodul echivalent al nodurilor s care se reduc.
c) Rețeaua rezultată după reducerea nodurilor s [8] și [9].

scrisă sub forma relației (2), care determină admitanțele (S cantități complexe):

$$S_e = \sum_{m=1}^{m=n} S_m \qquad (2)$$

Relația (2) poate fi scrisă sub forma (3):

$$I_e E_e^* = I_1 E_1^* + \ldots + I_m E_m^* + \ldots + I_n E_n^* \qquad (3)$$

I_m, E_m au valorile din regimul de referință.

*

Expresia (3) arată că tensiunea nodului REI echivalent obținut este *media ponderată* (cu curenții) a tensiunilor nodurilor eliminate. Într-adevăr:

$$E_e^* = \frac{I_1}{I_e} E_1^* + \ldots + \frac{I_m}{I_e} E_m^* + \ldots + \frac{I_n}{I_e} E_n^* \qquad (4)$$

În cele ce urmează se încearcă a se lămuri cum se păstrează această caracteristică de o importanță deosebită, pentru alte regimuri decît cel de referință.

Același lucru rezultă dacă admitanțele ar fi împărțite cu termenul $1/K_a$ cu K_a = constantă complexă. Notăm deci:

Cazul 2 — Variația admitanțelor:

$$\frac{K_a I_e^2}{Y_e} = \sum_{m=1}^{m=n} \frac{K_a I_m^2}{Y_m} \qquad (6)$$

Atît cazul 1 cît și cazul 2 presupun o altă stare a nodului 0′, care inițial avea tensiunea zero (pămînt). Într-adevăr, în interiorul rețelei cu bilanț energetic nul diferențele de potențial se vor găsi înmulțite cu K_i în cazul 1 și cu K_a în cazul 2, între nodurile $1 \ldots m \ldots n$ și nodul 0′, respectiv între nodurile 0′ și e. Relația (4) devine:

$$E_0^* - E_{0'}^* = \frac{I_1}{I_e}(E_1^* - E_{0'}^*) + \ldots + \frac{I_m}{I_e}(E_m^* - E_{0'}^*) + \ldots + \frac{I_n}{I_e} E_n^* \qquad (7)$$

Tensiunea $E_0^* - E_{0'}^*$ este acum media ponderată a tensiunilor ($E_m - E_{0'}$). Tensiunea E_e pierde din semnificație cu cît tensiunea $E_{0'}$ este mai depăr-

tată de 0 (nivelul tensiunilor de la care sînt măsurate tensiunile E_m ce intră în expresia puterilor). Astfel, dacă tensiunea $E_{0'}$ s-ar apropia de una din tensiunile E_m, ramura respectivă a reţelei auxiliare dispare (acolo unde $E_m - E_{0'} = 0$) şi nodul considerat rămîne fără influenţă în starea nodului e. Dacă am alege iniţial o tensiune a nodului 0′ arbitrară egală cu una din tensiunile nodurilor ce se reduc, schema auxiliară nu mai poate fi construită. Dacă însă violăm conceptul analizei nodale, al grupării nodurilor cu naturi similare (formula 5), reţeaua cu bilanţ energetic nul va satisface în general numai regimul de referinţă.

Se pot introduce asemenea reţele auxiliare cu tensiuni arbitrare 0′, care vor respecta mai departe bilanţul puterilor şi al curenţilor în modelul redus, atîta timp cît curenţii I_m sînt invarianţi. Observaţia posibilităţii unei soluţii generale a acestei scheme prin considerarea unei tensiuni $E_{0'}$ diferită de zero în regimul de referinţă a fost făcută de Tinney şi Powell [17]. Noi ne-am limitat la acest scurt comentariu, care încearcă o delimitare a domeniului în care s-ar putea face aplicaţii ale generalizării propuse. Pentru o lămurire în plus asupra importanţei tensiunii nodului 0′, să considerăm problema nodurilor mixte.

3.3. *Nodurile mixte în formarea nodurilor REI*

Numim nod mixt un nod în care există injecţii de curent de trei naturi (fig. 3):

— injecţii corespunzătoare unui generator (sau centrală);

— injecţii corespunzătoare unei sarcini;

— injecţii corespunzătoare unei admitanţe-şunt (picioare de π echivalent al unei linii, transformator etc.).

Să facem ipoteza că dorim să reducem toate nodurile interne ale sistemului la trei noduri REI: unul generator (g), unul de sarcină (s) şi unul cu o admitanţă-şunt (a), bineînţeles păstrînd şi nodurile de frontieră cu care sistemul se interconectează cu restul reţelei vaste (fig. 3 *b*).

Vom forma trei reţele auxiliare cu bilanţ energetic nul: una cu toate injecţiile corespunzătoare generatoarelor, o a doua cu toate injecţiile sarcinilor şi o a treia cu toate admitanţele-şunt (fig. 3 *a*). Eliminînd acum toate nodurile interne, minus cele trei noduri REI echivalente, vom obţine o reţea cu trei noduri interne plus nodurile de frontieră, în care toate nodurile sînt legate cîte două între ele (fig. 3 *b*). Se poate uşor vedea că, pentru alte regimuri decît cel de referinţă, în care puterile generate totale sau sarcinile au variat între ele diferit, cele două reţele auxiliare ar fi căpătat potenţiale diferite de zero ale nodului central 0′. *Reţeaua a treia, cu o impedanţă-şunt, rămîne totdeauna cu nodul 0′ la potenţialul zero.* Se vede că, într-un asemenea caz, regimurile depărtate de regimul de referinţă vor conduce la aproximaţii din ce în ce mai mari, cu cît sînt mai depărtate, chiar dacă sarcinile între ele, pe de o parte, sau generatoarele, pe de altă parte, ar respecta relaţia (5).

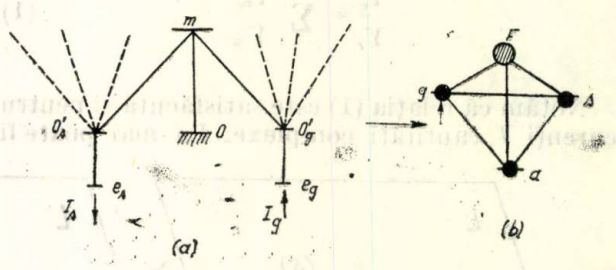


Fig. 3.

a) Nodul mixt m cu trei tipuri de injecţii. Nu s-a mai figurat şi reţeaua cu bilanţ energetic nul al injecţiilor ce corespund admitanţelor-şunt (ramura m 0 pe figură). *b*) Reţeaua finală cu trei noduri formate cu injecţiile totale pe întreg sistemul ale celor trei categorii (gerneratoare, sarcini, admitanţe-şunt) şi un nod de frontieră F. Nodurile sînt total conexe între ele.

Acest lucru rezultă din faptul că *impedanţele reţelelor auxiliare cu bilanţ energetic nul se integrează în reţeaua redusă echivalentă cu valorile ce au rezultat din regimul de referinţă.* Aceste valori rezultă diferite pentru regimuri depărtate de cel de referinţă.

Din calculele de evaluare a aproximaţiilor ce rezultă pentru o reţea cu 413 noduri şi 557 ramuri (tensiuni 220, 330, 400 şi 750 kV) şi multe noduri mixte, considerînd pierderile în reţeaua redusă drept criteriul cel mai sever, a rezultat că pentru variaţii ale puterilor în sistem de $\pm 15\%$, un echivalent REI care conţine circa 10% din noduri nu depăşeşte diferenţe de 2% asupra pierderilor de putere faţă de cele exacte calculate pe reţeaua reală [11]. Notăm că modelul conţinea noduri generatoare REI şi sarcini cu caracteristici aproximînd evoluţiile lor reale în regimurile cercetate.

Rezultă că asemenea modele, precum şi altele şi mai simplificate (cu două sau chiar un singur nod REI interior), pot fi utilizate în cazul în care, în stările cercetate, sistemul respectiv astfel modelat prezintă variaţii limitate faţă de regimul de referinţă din care a fost stabilit modelul. Mai adăugăm că, dacă distanţa electrică este mare (curent de scurtcircuit mic) faţă de frontierele sistemului cercetat (păstrat cu adevărata identitate), sînt posibile modele REI exterioare foarte simplificate (de exemplu un singur generator REI sau chiar reduceri totale ale nodurilor reţinînd numai frontiere), cu toată aproximaţia importantă ce rezultă. În cazul în care nodurile ar fi de un singur fel (generatoare, sarcini) rezultă noduri REI generatoare, sau REI sarcini, pentru care se pot face cercetări considerînd apropieri de formulele (1) şi (4), cu domenii de utilizare mai largi. Mai notăm că, dacă „extindem" reţeaua la reactanţele interne convenţionale ale generatoarelor (sincronă, tranzitorie, subtranzitorie

etc.), ajungem totdeauna la noduri ce conţin numai injecţii „generatoare" şi putem beneficia de sensul fizic al relaţiei (4) mai departe.

Rezultă deci un avantaj al reţelelor „extinse" în stabilirea modelului REI, care de altfel sînt utilizabile direct şi în probleme de stabilitate.

4. Concepte şi procedee de reducere asociate modelelor REI

4.1. *Liniarizarea părţii neliniare*

Pentru reducerea reţelei se liniarizează partea neliniară (injecţiile de curent generatoare şi sarcini—par. 3.3) şi se operează reducerile. Există două căi pentru „liniarizare", şi anume :

Modul 1. Injecţiile de curent sînt considerate *curent constant.* Se pleacă de la ecuaţia nodală matricială :

$$\begin{bmatrix} i_1 \\ i_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} y_{11} & y_{12} \\ y_{21} & y_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} e_1 \\ e_2 \end{bmatrix} \tag{8}$$

Eliminarea nodurilor 2 conduce la ecuaţia finală (pentru curenţii i_1 echivalenţi) după eliminarea nodurilor 2 :

$$[i_1]_{echivalent} = [i_1] - [y_{12}]\,[y_{22}]^{-1}\,[i_2] \tag{9}$$

În nodurile 1 păstrate apare un curent în plus ($[y_{12}]\,[y_{22}]^{-1}\,[i_2]$, ce rezultă din operaţia reducerii.

Modul 2. Injecţiile de curent sînt considerate cu legile de variaţie ale unei admitanţe ($i=ye$). În acest caz, ecuaţia (8) devine, după înlocuirea curenţilor i_2 funcţie de tensiunile e_2 :

$$\begin{bmatrix} i_1 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} y_{11} & y_{12} \\ y_{21} & y'_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} e_1 \\ e_2 \end{bmatrix} \tag{10}$$

Cu y'_{22} diferit de y_{22} din formula (8). În acest al doilea caz apar în nodurile 1 păstrate admitanţe-şunt în plus. Reţeaua redusă echivalentă apare, evident, şi ea diferită în modul 1 sau 2.

4.2. *Deliniarizarea modelului (regăsirea părţii neliniare)*

În operaţiile de reducere se pot considera injecţiile de curent conform modului 1 sau 2. După reducere se pot identifica termenii în plus apăruţi în nodurile păstrate şi restabili, conform provenienţei, caracteristicile lor (generator, sarcină etc.). Astfel, în final, partea *neliniară este regăsită*, separată şi cu componente distincte faţă de partea liniară (reţeaua de impedanţe). Pentru această parte „neliniară" se pot considera, odată modelul obţinut, legile de variaţii „imitative" ale părţilor originale din care provin.

În [8] figura 3.5 arată patru tipuri de modele REI pentru un nod, reducerile făcîndu-se pentru un nod sau altul cu modul 1 sau 2. În „Analiza Nodală" s-a recomandat modul 2, care convine mai bine modelului imitativ final pe care îl căutăm şi permite obţinerea Imaginilor Nodale cu aprecieri calitative prin simpla inspecţie a unei diagrame ([5], [6], [7], [8] etc.).

5. Modele REI optimale

5.1. *Criterii*

a) *Criteriul ergonomic.* Conceptul REI este un concept „ergonomic". El aparţine filozofiei simplificării sistemelor complexe pînă la nivelul necesar cercetătorului în dialogul său cu calculatorul, pentru a înţelege, decide şi chiar a intui. „Imaginea nodală" este un instrument auxiliar preţios, care permite „vizualizarea" sistemului prin nodurile sale.

În această diagramă, variaţiile unghiulare ale fazorilor, sau valoarea modulului lor, permit aprecieri calitative care orientează raţionamentul cercetătorului în problemele cercetate (reglaj, stabilitate etc.).

b) *Criteriile „informaticii" sistemelor vaste : informaţiile sintetice.* Vizualizarea sistemului conform criteriului ergonomic este simplă numai dacă modelul utilizat nu depăşeşte o anumită complexitate. În Analiza Nodală, injecţiile unui grup de noduri, generatoare sau sarcini, sînt înlocuite cu o singură injecţie a unui nod fictiv REI. Modelul păstrează apropiat identitatea reţelei şi relaţiile „intrare-ieşire", bilanţul puterilor etc. Astfel, un nod REI corespunde unei informaţii sintetice. El poate fi substituit tuturor nodurilor generatoare, sau tuturor nodurilor de sarcini, sau unei părţi a acestor noduri, conform informaţiilor sintetice de care se poate dispune. Cu ajutorul nodurilor REI interne unui sistem şi al nodurilor de frontieră, sistemul a fost redus la expresia cea mai simplă, care satisface, în afară de criteriile informaticii, şi necesităţile de simplificare pentru înţelegerea cercetătorului. Imaginile nodale, la rîndul lor, rezultă simplificate prin posibilităţile reprezentării unui singur fazor, pentru un număr mare de noduri generatoare ale unui sistem (vezi cap. 12 din [8] şi [11]).

*

Criteriile de mai sus (*a* şi *b*) sînt cele relative la poziţia omului. Atît criteriul ergonomic cît şi cel al informaţiilor sintetice conduc la necesitatea unui model „imitativ" simplu şi redus, pe care omul să-l înţeleagă uşor, ca compoziţie şi comportare, şi să-şi poată forma, cu ajutorul lui, elementele necesare pentru obţinerea unor indicatori de stare. Vom enunţa deci un al treilea criteriu, destinat tot uşurării muncii omului în dialogul său cu calculatorul.

c) *Criteriul modelului „imitativ"*. Cercetătorul specializat în sisteme electroenergetice aparţine unei anumite discipline intelectuale. Modelul redus va trebui să respecte formaţia sa. Modelul va trebui deci să fie „imitativ" al fizicii sistemului real. Această condiţie este respectată în modelele REI, în care sînt considerate separat părţile liniare şi neliniare, iar reţeaua liniară este considerată o reţea de impedanţe cu tensiuni aplicate în ramuri „generatoare" care au toate un acelaşi nod comun : pămîntul [10].

d) *Criteriul calculatorului.* În lucrări anterioare s-a insistat asupra consideraţiilor ergonomice privind OMUL. De rîndul acesta, fiind vorba de reţele vaste, criteriul CALCULATORULUI nu poate fi neglijat. Considerînd unele lucrări recente [15], [16], [17], [18], [20], [21], [22], rezultă posibilităţi pentru o reprezentare permanentă, în transformările modelului matematic, a evoluţiei schemelor electrice pentru obţinerea modelului REI final.

Este, evident, vorba de utilizarea ecuaţiilor nodale folosind matricea admitanţelor. Această matrice are proprietatea esenţială de a descrie prin termenii ei reţeaua reală sau cea rezultată în urma reducerilor de noduri.

•

Semnalăm în special metodele „SPARSITĂŢII" puse recent la punct prin diferite lucrări ale lui Bonneville Power Administration — S.U.A. [17], [18]. În aceste metode, organizarea transformării (reducerii) matricei nodale [y] este astfel făcută încît să corespundă şi *transformărilor celor mai simple* ale reţelelor ce corespund (biunivoc) evoluţiei matricei [y].

Odată ajunşi în interiorul graniţelor unui sistem (prin reducere) la o mare „conectivitate" între nodurile păstrate, apare noţiunea nouă a „INFORMAŢIEI SINTETICE", ce poate caracteriza ansamblul nodurilor neeliminate.

Astfel, constituirea unui nod REI, care corespunde unei singure informaţii, reduce, odată cu numărul de noduri conective, şi numărul de ramuri ale reţelei rezultate. Astfel se formează, de fapt, modelul imitativ, care conduce în acelaşi timp şi la optimizarea calculului (vezi mai departe cap. 5 şi 6). Dar conceptul conectivităţii topologice, care apare direct prin umplerea matricei [y] nu este suficient. De fapt, simpla legătură între două noduri nu dă o indicaţie a influenţei reciproce a nodurilor legate dacă nu se consideră şi „conectivitatea electrică" ce rezultă dependentă de valoarea admitanţei legăturii.

5.2. *Conectivitatea topologică şi cea electrică*

Să considerăm modelul de reţea din figura 1, care poate reprezenta un sistem vast format din sisteme componente (sau un sistem component format din subsisteme ... etc.).

Am insistat asupra importanţei NODURILOR DE FRONTIERĂ (vezi par. 2.3). Ansamblul nodurilor interne ale fiecărui sistem component formează o noţiune nouă în informatica modernă (vezi par. 1.1. şi 5 b). Acest ansamblu poate fi caracterizat cu informaţii simple (similare cu cele pentru nodurile componente), în număr mic, şi definind astfel întreg sistemul în interiorul graniţelor sale.

Ansamblul acestor noduri, privite din nodurile de frontieră, comportă o conectivitate topologică şi una electrică. Reducerea reţelei prin modul 1 sau 2 (vezi par. 4.1) pune în evidenţă numai conectivitatea topologică.

Să considerăm modelul REI *„imitativ"* [10], care constă dintr-o reţea liniarizată, căreia i se aplică tensiuni în anumite ramuri *neliniare*. Odată nodurile de sarcină reduse printr-unul din modurile 1 sau 2, ceea ce presupune o caracteristică pasivă a injecţiilor de curent (vezi par. 4.1), rezultă o reţea internă cu relaţii în plus de *conectivitate topologică* între nodurile generatoare nereduse şi nodurile de frontieră.

În ceea ce priveşte conectivitatea între nodurile generatoare păstrate (REI sau nu) şi nodurile de frontieră, ea ar putea fi caracterizată prin *curenţii de scurtcircuit* ce ar rezulta în nodurile de frontieră, aşa cum sînt definiţi în *„Imaginea nodală"* (în sarcină şi gol), a căror expresie rezultă prin anularea tensiunii (nod-pămînt) nodului a cărui conectivitate electrică este cercetată (vezi [5], [6], [7], [8]). Notăm că pentru utilizarea acestui criteriu al conectivităţii electrice convine *numai modul 2, de reducere, cu care se simulează* mai apropiat fenomenul fizic (scurtcircuit), acesta fiind unul dintre motivele principale ale sistemului de reducere recomandat de autor în ANALIZA NODALĂ. După cum se ştie, într-o imagine nodală conectivitatea electrică apare mare sau mică, între un nod generator şi un nod de frontieră, după modulul curentului de scurtcircuit al nodului generator în imaginea nodală a nodului de frontieră (vezi şi figura 5).

Mai notăm că conectivitatea electrică astfel definită într-un nod de frontieră, privind în interiorul sistemului, sau, dacă este necesar, în exteriorul lui, poate alcătui de asemenea un mijloc de apreciere a *„sensibilităţii"* nodurilor de frontieră la variaţiile interne, respectiv externe ale variabilelor de stare. Nu trebuie uitat că imaginea nodală, alcătuită cu fazorii curenţilor de scurtcircuit, este o diagramă reprezentativă pentru *trei stări* ale nodului respectiv : în regimul reprezentat, în scurtcircuit cu tensiuni constante ale regimului respectiv şi în scurtcircuit la fel ca mai sus, dar cu tensiunile ce ar fi rezultat în cazul nodului funcţionînd în gol.

Valoarea curenţilor de scurtcircuit indică importanţa generatorului respectiv în stările posibile ale modului reprezentat.

Aproximarea regimurilor intermediare se vizualizează uşor pe imaginea nodală, cu un

număr mare de rezultate ce se obţin simplu, prin simulări corespunzătoare geometriei diagramei (vezi imaginea nodală [5], [6], [7], [8]).

5.3. *Căile „SPARSITĂŢII" şi respectarea „naturii" sistemelor cercetate în obţinerea modelelor optimale*

Este interesant de observat măsura în care procedeele metodelor „*sparsităţii*" în reducerea nodurilor şi stabilirea modelelor finale par a fi condiţionate de aceleaşi reguli corespunzătoare modelelor imitative REI, adică aceleaşi discipline ce rezultă din respectarea naturii sistemului real în modelul redus. Să trecem pe scurt în revistă cîteva propuneri valoroase dezvoltate de şcoala B.P.A. (şef al centrului de calcul W. Tinney) şi care azi sînt introduse în programe de calcul pentru sistemele vaste [15], [16], [17], [18]:

a) *Procedeul de eliminare* a nodurilor pe calea „sparsităţii", propus de B.P.A. [15], [16], poate fi considerat şi ca un procedeu de transformare a modelului fizic pe căile schemelor celor mai simple.

Se trece succesiv la fiecare eliminare prin structurile fizice topologice cu minimum de elemente (pentru un acelaşi număr de noduri, minimum de ramuri). Acest lucru conduce şi la un minimum de calcul. Astfel, cele trei scheme de reducere arătate în [16] pleacă toate de la această concepţie, cu toate că nici una nu corespunde total teoretic optimului (schema 2 recomandată, mai simplă, apare însă inferioară teoretic schemei 3, dar mai eficientă).

b) Reducerea reţelei la optimul echivalent pentru rapiditatea (minimum de calcul) soluţiilor repetate prin factorizarea triunghiulară a matricei nodale a admitanţelor, revine [15], [16] în a găsi reţeaua în care:

$$N + 2M = \text{minim}, \qquad (11)$$

în care N este numărul de noduri ale echivalentului final redus, iar M numărul de ramuri ce leagă aceste noduri.

c) *Considerarea tensiunilor „aplicate" prin adoptarea conceptelor REI în modelele sparsităţii.* În căutarea soluţiilor optimale de calcul, pe calea sparsităţii, şcoala B.P.A. a introdus de mult conceptul „*nodurilor de frontieră*" [15], considerîndu-le în strategia pentru întărirea sparsităţii. Structura naturală a sistemelor interconectate, arătată în figura 1, impune păstrarea nodurilor de frontieră reale ale sistemelor interconectate şi în model. Rezultă că atît necesităţile *reprezentării clare* a componentelor reţelei reale în modelul redus, cît şi oportunităţile optimizării calculului digital conduc la aceleaşi concluzii. Rămîne însă o libertate în procedeul de reducere pentru nodurile interne. Procedeele clasice de reducere (vezi [23] şi variante) nu respectă *natura* sistemului energetic. Prin neconsiderarea *tensiunilor aplicate*, modelul redus corespunde unei singure stări, aceea a regimului de referinţă. În Analiza Nodală pe modele cu noduri artificiale REI, este posibil a considera mai departe reducerea nodurilor de sarcină conform modului 1, sau 2 cum recomandăm noi. Nodurile „generatoare", însă, nu pot intra în aceste moduri de reducere, care nu respectă nici măcar apropiat (cum este cazul pentru sarcini) natura nodurilor generatoare. Considerarea nodurilor generatoare fie cu adevărata lor identitate, fie grupate cu ajutorul reţelei cu bilanţ energetic nul, în unul sau mai multe noduri REI artificiale, cu tensiuni aplicate egale cu media ponderată a tensiunilor reale este *singurul mijloc pentru obţinerea unui model imitativ.*

Numai astfel modelul redus, prin faptul că reţine tensiunile aplicate, poate aproxima toate categoriile de stări necesar a fi cercetate pentru reţeaua reală, cum sînt:

— fenomenele de scurtcircuit;
— reglajele în noduri reale (sau fictive);
— deducerea unor indicatori pentru cuplurile sincronizante şi stabilitatea statică;
— regimurile dinamice şi tranzitorii... etc.

În toate aceste cercetări, tensiunile „aplicate" sînt indispensabile.

*

Dacă orientăm calculul căutînd optimul dat de sparsitate, dar respectînd caracteristicile reale ale sistemelor vaste, vom păstra în final nodurile de frontieră, dar nu vom reduce nodurile generatoare interne nici cu modul 1 şi nici cu modul 2 (vezi par. 3.1), deoarece nu respectăm astfel natura sistemelor energetice [10]. Pe de altă parte, reducerea nodurilor de sarcină va conduce la o reţea cu mare conectivitate topologică. Dacă după această reducere toate nodurile interne generatoare le grupăm într-un singur generator REI, fictiv, modelul final al sistemului va corespunde unei reţele total conectivă din punct de vedere topologic, în care toate nodurile păstrate (cele de frontieră plus cel artificial „generator" REI) capătă legături directe între ele. Într-adevăr, la reducerea oricărui nod apar legături între nodurile la care era iniţial nodul redus legat prin ramuri. Cum toate nodurile interne sînt legate direct sau indirect la nodurile de frontieră, rezultă în final o conectivitate maximă a nodurilor păstrate în cazul în care în interior considerăm numai noduri fictive.

Într-un asemenea caz, dacă numărul de noduri păstrate în final este m, din care f noduri de frontieră şi un singur nod REI generator (modelul cel mai redus posibil, cu $m = f + 1$), atunci numărul de ramuri ale modelului redus

al sistemului component va fi (vezi fig. 4, cu 3 sisteme componente):

$$r = \frac{m\,(m-1)}{2} \qquad (12)$$

În lucrări anterioare s-a arătat importanţa menţinerii integrale a nodurilor de frontieră şi a stabilirii minimului nodurilor interne (artificiale) REI, care dau încă un răspuns cu o aproximaţie suficientă problemelor cercetate (cap. 12 din [8]).

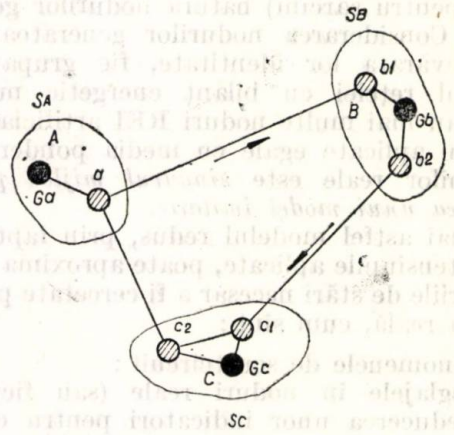


Fig. 4. Modelul REI cel mai redus

Model cu trei sisteme interconectate reduse fiecare la un singur nod generator REI. Sarcinile pot fi reduse fie cu modul 1, fie cu modul 2, şi modifică componentele nodurilor păstrate. Liniile de legătură între sisteme (reţeaua de interconexiune) sînt păstrate cu adevărata lor identitate.

Se poate observa că fiecare nod artificial REI intern păstrat în plus conduce la introducerea unui număr mare de laturi. Astfel, în cazul expresiei (12), dacă numărul de noduri echivalente interne este 2, expresia (12) poate deveni:

$$r = \frac{(m+1)m}{2} \qquad (13)$$

În acelaşi timp, numărul nodurilor de frontieră are o semnificaţie deosebită în simplificarea modelului, după cum rezultă din expresiile (12) şi (13). Astfel, în modelul ansamblului sistemului, dacă f este numărul nodurilor de frontieră, tot F este şi numărul ramurilor care leagă sistemul component cu sistemele componente exterioare. Numărul total de ramuri care va figura în modelul sistemului component, văzut din cele f noduri de frontieră ale sistemului exterior, este (în ipoteza că din fiecare nod de frontieră pleacă o singură linie):

$$r = f + \frac{m\,(m-1)}{2} \qquad (14)$$

sau

$$r = f + \frac{(m+1)\,m}{2} \qquad (15)$$

în cele două structuri finale (expresiile 12 şi 13).

Plecînd de la considerarea minimului de noduri artificiale, se ajunge la concluzii similare cu modelul final, ce rezultă pe căile sparsităţii, care caută simplificarea operaţiilor calculatorului, prin adoptarea unor modele finale cu minimum de ramuri, pentru înlăturarea îngreunării calculului din cauza apariţiei unei conectivităţi topologice puternice (vezi [17] şi [18]) care se rezolvă cu noduri REI.

5.4. *Modelul REI cel mai redus*

În reţelele vaste, în general se caută modelul cel mai redus care să dea răspunsuri exacte pentru o parte a reţelei vaste păstrate cu adevărata ei identitate şi care face obiectul analizei. După obţinerea unei reţele foarte conective, rezultată din eliminarea sarcinilor prin modul 1 sau 2 (vezi par. 4.1), crearea nodurilor generatoare REI reduce puternic numărul de noduri interne ale sistemelor componente şi implicit numărul de ramuri, conform formulei (15). Graniţa reducerii este hotărîtă în primul rînd de numărul f de noduri de frontieră şi de numărul de noduri REI interne ce corespund informaţiei sintetice utilizabile. Dacă modelul redus ce rezultă din starea de referinţă respectivă este utilizat numai pentru găsirea stărilor reţelei păstrate cu adevărata ei identitate, în care se introduc diverse modificări, atunci modelul reţelei externe va putea fi redus la maximum, dar cu păstrarea, pentru fiecare sistem care are o „*conectivitate electrică*" neneglijabilă (sisteme apropiate în general) cu sistemele vecine, a cel puţin unui generator artificial REI cu o tensiune aplicată reprezentativă (vezi par. 3.1) a sistemului component ce a fost redus (vezi figura 4). Dacă se doresc şi stări noi, în care evoluează şi sistemul extern sistemului păstrat cu adevărata lui identitate, atunci reprezentarea sistemelor externe va trebui să ţină seama de problema cercetată, iar modelul redus va conţine atîtea noduri REI cîte sînt necesare pentru informaţiile „*sintetice*" (vezi cap. 12 din [8]).

*

Notăm că conectivitatea electrică, care poate orienta asupra reducerilor maxime ce pot fi făcute în stabilirea modelului extern sistemului (subsistemului, zonei) în diverse probleme, se deduce uşor din stabilirea *curenţilor de scurtcircuit* în nodurile de frontieră ale sistemului studiat, curent provenit din tensiunile aplicate reţelei externe în nodurile REI for-

mate grupînd generatoare din diverse subsisteme sau zone (fig. 5).

Multiplele posibilităţi de formare a modelelor reduse, oferite atît de căile reducerii, cît şi de alternativele ce pot fi alese pentru nodurile

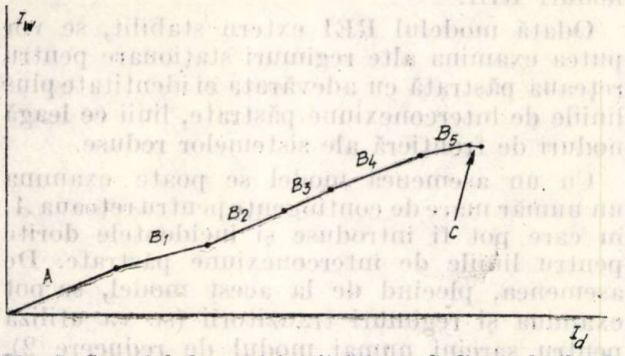


Fig. 5. Curentul de scurtcircuit într-unul din nodurile de frontieră ale sistemului component *A*, păstrat cu adevărata lui identitate în sistemul interconectat din figura 1. *A*, B_1, B_2, B_3, B_4 şi *C* sînt componentele curentului de scurtcircuit datorite generatoarelor din fiecare dintre sistemele componente. Componenta *C* apare neglijabilă. În toate nodurile de frontieră ale sistemului *A*, componenta *C* este neglijabilă. Se trage concluzia că aria *C* poate fi complet eliminată în modelul pentru studiul ariei *A*.

artificiale, fac dificilă definirea modelului redus optimal. O orientare interesantă o putem găsi în manualul : „Power-Flow 2000" [18], care permite numeroase opţiuni şi dă posibilitatea cercetătorului de a determina numărul de alternative dorit. Îl vom examina mai de aproape, cu unele concluzii ale Centrului de calcul federal B.P.A. [17], care este autorul acestui program şi manual, şi unele observaţii în legătură cu lărgirea posibilităţilor arătate în manualul informativ C.D.C. [18].

6. Programul B.P.A. [18] : „Power-Flow 2000 — Control Data Corporation" (1976) — Calculatorul C.D.C. 7600

Programul este întocmit pentru o reţea cu 2000 noduri, 3500 ramuri, 10 linii de curent continuu, aparate de reglaj (200 transformatoare cu trepte de reglaj şi 50 cu reglaj transversal) etc. Identificarea sistemului de către calculator se face prin definirea componentelor :

— *Nodurile*, care cuprind generatoare, sarcini şi admitanţe-şunt, şi *ramuri*, care leagă nodurile.

— *Zone*, în care sînt distribuite nodurile. Fiecare zonă aparţine unei arii, şi numai unei arii. Fiecare nod şi ramură a sistemului aparţine unei zone.

— *Arii*, compuse din zone, a *căror definiţie este opţională*. Ea este necesară în cazul în care sînt reprezentări de operaţii pe anumite arii ce grupează mai multe zone. Astfel, ariile sînt necesare dacă controlul puterilor schimbate se face între anumite arii, sau dacă administraţia şi conducerea au loc în interesul unei arii definite prin nodurile de frontieră ce limitează o porţiune a sistemului etc.

— În fine, o ultimă clasificare a datelor poate fi făcută şi după criteriul proprietăţii.

Se pot defini astfel 150 de zone, precum şi 60 de arii ce schimbă puteri între ele (care pot defini sisteme naţionale sau sisteme formînd un sistem vast interconectat).

6.1. *Opţiuni*

Programul permite un număr mare de opţiuni în alegerea datelor de intrare şi a căilor de tratare a lor, ca, de exemplu :

a) *Dispoziţia injecţiilor*. Cele trei categorii de injecţii : generatoare, sarcini şi admitanţe-şunt, au opţional una din cele două categorii de caracteristici în timpul reducerii : curent constant (formula 9) şi admitanţă constantă (formula 10) şi trei moduri de regăsire în final a valorilor corespunzătoare rezultate : putere constantă, curent constant şi admitanţă constantă.

b) *Formarea generatoarelor REI* în diverse alternative de grupare a nodurilor interioare componente (cu utilizarea reţelei cu bilanţ energetic nul).

c) *Formarea generatoarelor REI considerînd „coerenţa" generatoarelor* grupate (de exemplu, în fenomene dinamice sau tranzitorii). Grupul coerent poate fi specificat individual, după anumite date. Se pot, astfel, suplimenta sau complementa generatoarele REI specificate mai sus.

d) *Alte opţiuni* se referă la puterile minime ale generatoarelor ce se integrează în generatoare REI, sau la admitanţele maxime echivalente ce pot fi tăiate, din cele rezultate după reduceri.

e) În fine, vom insista asupra opţiunilor referitoare la „*Definiţia Reţelei*". Pornind de la un caz soluţionat al întregii reţele, modelul REI ce se doreşte obţinut se defineşte cu cinci opţiuni principale :

1. *Selecţia zonelor*. Zonele ce definesc arii geografice pot fi utilizate pentru definirea sistemului reţinut. Toate nodurile interne acestor zone se reţin (Save Zones).

2. *Selecţia considerînd tensiunea de bază*, kV. Sistemul reţinut poate fi selecţionat considerînd aceeaşi tensiune a setului de noduri (Save Bases kV). O combinaţie poate fi făcută între opţiunea 1 şi 2, fiecare zonă putînd fi stipulată şi pentru o anumită tensiune de bază, kV.

3. *Lărgirea reţelei reţinute pentru a conţine* şi anumite noduri specificate individual.

4. *Contractarea reţelei reţinute* pentru a exclude anumite noduri specificate individual.

5. *Selecţia individuală a nodurilor*. În locul celor patru opţiuni descrise mai sus, sistemul reţinut poate fi identificat prin specificarea individuală a nodurilor ce se doresc reţinute (Save Bases).

6.2. *Arta programatorului*

Arta programatorului care a determinat un prim regim de referință (numit și regim de bază : base case) rezidă în identificarea modelului REI *optimal* pe care dorește să-l obțină în cercetările ce-și propune, utilizînd opțiunile care îi stau la dispoziție.

În manualul informativ amintit [18] se arată că, odată selecționată „fizionomia" modelului final cu datele de intrare, modelul obținut se poate interpreta ca sistemul „*minim*" reținut, acest minim referindu-se la determinarea regimurilor staționare pentru părți ale sistemului reținute cu adevărata lor identitate (vezi save zones, bases etc.) și pentru care se cercetează noi stări staționare (vezi cap. VI a din [17]) sau chiar stări tranzitorii (vezi cap. VI b din [17]), pe același model REI cu anumite modificări. (Rețea extinsă, de exemplu, la reactanțele interne ale generatoarelor păstrate cu adevărata lor identitate, și ale generatoarelor REI [12], [8], ce se poate obține pornind de la modelul obținut pentru stările staționare și considerînd o soluție sau alta pentru gruparea generatoarelor coerente).

*

Pentru o mai bună înțelegere a modelelor REI ce pot fi obținute conform acestui puternic program, se prezintă în figura 1 modelul unui sistem vast interconectat, format din mai multe sisteme, în care modelul REI a fost constituit pentru rețeaua exterioară sistemului component A, sistem ce se păstrează cu adevărata lui identitate.

Din definirea rețelei care se reține, rețeaua A rămîne fără reducere, limitată la nodurile reale de frontieră (6 noduri), prin care se leagă cu restul sistemelor componente ale rețelei vaste.

Definind apoi frontierele sistemelor componente vecine (B_1, B_2, B_3, B_4), se pot reține cu adevărata lor identitate și liniile de interconexiune ale sistemului A. Ele ar fi putut fi integrate, după convenință, și în sistemul A, ale cărui frontiere se regăseau atunci în nodurile de frontieră ale sistemelor B_1, B_2, B_3, B_4.

*

Dincolo de aceste noduri de frontieră, rețeaua se va figura printr-un model REI ce rezultă automat din regimul de referință (base-case), după ce s-au definit mai departe nodurile ce trebuie păstrate (frontieră la zone sau arii ce schimbă puteri, de exemplu) și care sînt legate cu linii de înaltă tensiune, a căror circulație trebuie controlată. După opțiunea modului de reducere a nodurilor de sarcină, cu una din cele două opțiuni (vezi par. 4.1), programul formează generatoarele REI pentru nodurile generatoare interne în ariile ce schimbă puteri între ele, ale căror granițe au fost definite. Dacă formarea generatoarelor REI este dorită și din alte considerente (de exemplu de „coerență"), se vor intocmi cartele separate pentru specificarea grupării dorite. Notăm că unele arii depărtate electric de aria A, cum ar fi aria C în figura 5, pot fi complet reduse, inclusiv nodurile generatoare, fără formare de noduri REI.

Odată modelul REI extern stabilit, se vor putea examina alte regimuri staționare pentru rețeaua păstrată cu adevărata ei identitate plus liniile de interconexiune păstrate, linii ce leagă noduri de frontieră ale sistemelor reduse.

Cu un asemenea model se poate examina un număr mare de contingențe pentru rețeaua A, în care pot fi introduse și incidentele dorite pentru liniile de interconexiune păstrate. De asemenea, plecînd de la acest model, se pot examina și regimuri tranzitorii (se va utiliza pentru sarcini numai modul de reducere 2), extinzînd modelul pînă la nodurile interne ale generatoarelor păstrate cu adevărata lor identitate, sau a generatoarelor REI formate după o regulă de „coerență". În cazul unor diferențe mari între reglajele generatoarelor componente (vezi, de exemplu, grupări hidro + termo) poate rezulta necesitatea figurării unui număr mai mare de generatoare REI, pentru a simula mai exact răspunsul generatoarelor grupate și considerate coerente.

*

Se înțeleg ușor posibilitățile unui asemenea program utilizînd puternicul calculator C.D.C. 7600.

Analizele pot fi făcute succesiv pentru sistemele componente plecînd de la un același regim de referință al rețelei reale, dar transformînd modelul, cu schimbarea părților reținute cu adevărata lor identitate și a celor reduse în modele REI. Astfel, incidentele, contingențele, stările critice etc. pot fi analizate pentru fiecare sistem component, și pentru întreaga interconexiune, plecînd de la un singur regim de referință calculat pe rețeaua reală, dar schimbînd modelul REI pentru numărul mare de cazuri ce interesează.

Din rezultatele unei bogate experiențe comunicate de autor (W. Tinney), un sistem interconectat de 2000 noduri rezultă redus la circa 500 noduri, plus circa 80 generatoare REI exterioare părții păstrate cu adevărata ei identitate. Acest model final permite, evident, numeroase analize de contingențe, și chiar stări tranzitorii, dacă în formarea generatoarelor REI au intrat și considerente de coerență (vezi [17], VI, b).

6.3. *Limita reducerii : Modelul imitativ*

După cum s-a arătat la pct. 5.1.c, unul dintre criteriile modelării sistemelor este condiția ca modelul redus să păstreze caracteristicile de natură ale rețelei reale [10].

În stabilirea reducerilor cu expresiile (9) sau (10) nu apare caracterul esențial al ramurilor neliniare, plasate în arbore Lagrangian [10] în modelul REI care conțin tensiuni „aplicate" decisive pentru starea sistemului. Conform programului B.P.A., în determinarea rețelei optimale (vezi par. 7.3.7 din [18]) minime, se grupează nodurile generatoare interne frontierei unei arii (sistem, subsistem etc.) într-un singur generator REI, ceea ce aduce beneficiul unei reduceri masive a schemei. Odată cu reducerea tuturor nodurilor generatoare, se obține și o reducere importantă a ramurilor interne, ce vor lega acum cîte două numai nodurile de frontieră, plus un singur nod intern, reprezentativ al părții active a ariei reduse (vezi expresia 12). Astfel natura fizică este salvată, pe lîngă avantajul modelului minim obținut.

Astfel, căile sparsității, cu căile ANALIZEI NODALE pe modele REI, *respectă aceeași filozofie a fizicii sistemului cercetat*, a cărui reducere se face considerînd simplificarea la minimul necesar a schemelor fizice ce corespund biunivoc ecuațiilor nodale care utilizează matricea admitanțelor, și aceasta în întregul proces al reducerii, precum și în modelul final obținut, care va servi la calcule repetate.

6.4 *Multiplele posibilități ale programului B.P.A nemenționate în termenii manualului informativ „Control DATA, Power-Flow — 2000"*

În afară de performanțele ce rezultă clar din termenii manualului informativ „Power-Flow 2000", și care se opresc la introducerea în modelul sistemului vast a generatoarelor REI, se observă :

a) Prin simple modificări de enunț se pot forma și noduri fictive REI de sarcină, prin cartele de reducere a nodurilor, identice cu cele arătate pentru „Generator REI Echivalent" (vezi par. 7.3.5 din [18]).

Prin aceasta se pot obține modele în care anumite sisteme (arii controlate ce schimbă puteri, de exemplu) să fie figurate în interiorul nodurilor de frontieră cu două noduri fictive, unul al generării totale și unul al sarcinii totale. Pentru regimul de referință, pierderile de circulație în acest sistem simplificat sînt identice cu cele reale.

b) Prin posibilitățile de reglaj al tensiunii, ce pot fi asigurate de generatoare, transformatoare, reglabile din interiorul sistemului pentru noduri plasate oriunde în sistem, deci și pentru noduri de frontieră, se pot analiza situații de stări posibile corespunzătoare unei anumite stări a nodurilor de frontieră ale unuia dintre sistemele componente, simulînd reglaje efectuate în interior.

c) Plecînd de la regimul de referință, se pot determina regimuri pentru rețeaua extinsă la nodurile interne (în spatele unei reactanțe convenționale) ale generatoarelor (vezi cap. VI.b [17]). Dacă asemenea operații sînt făcute în scopul aplicării unui program de stări tranzitorii, nodul REI cu sarcină unică poate fi redus cu modul de reducere 2 (vezi par. 4.1) care conduce la obținerea rețelei clasice de impedanțe utilizată în programele convenționale.

*

Evident, programe de regimuri tranzitorii ce pot pleca de la multiple stări inițiale pe modelul obținut cu „Power-Flow 2000" vor completa cercetările asupra sistemului vast. Notăm însă o completare ce ni se pare de prim interes, și care s-ar putea face ușor prin subrutine adăugate programului. Este vorba de *CALCULUL CURENȚILOR DE SCURTCIRCUIT*. Un calcul simplificat al curenților de scurtcircuit trifazați simetrici în nodurile de frontieră ale sistemelor componente poate da indicatori interesanți în legătură cu interdependența dintre sisteme (arii sau zone) și poate clarifica unele aspecte ale sensibilității stărilor unui sistem (de exemplu cel păstrat cu adevărata lui identitate), la modificarea stării sistemelor exterioare. Evident, curentul de scurtcircuit va trebui descompus pe componentele lui provenite din nodurile generatoare interne ale fiecărui sistem component (vezi par. 4.1 și 5.2 din [8]). O componentă neglijabilă a unui sistem în curentul de scurtcircuit al unui nod de frontieră indică o lipsă de influență a generatorului (generatorul echivalent al unui sistem) respectiv, în starea nodului de frontieră și implicit în stările nodurilor interne. Se pot astfel căpăta unele informații în legătură cu „CONECTIVITATEA ELECTRICĂ" dintre sistemele componente ale sistemului vast, ce ar putea fi utilizate la reduceri în plus ale modelului final obținut (vezi fig. 5).

*

În ceea ce privește curenții de scurtcircuit, autorul le acordă o atenție deosebită pentru motive de ordin ergonomic. Formarea IMAGINILOR NODALE, atît de bogate [8] ca indicatori calitativi de stare, este bazată pe curenții de scurtcircuit, ce pot fi obținuți pentru anumite noduri semnificative, cum sînt nodurile de frontieră *în cazul sistemelor vaste*. Trebuie menționat că posibilitățile de a obține direct pe ecrane imagini nodale dinamice, care pot fi corelate ușor cu evoluția calitativă a stărilor sistemului vast, comportă un interes deosebit în problemele de supraveghere și con-

ducere a sistemelor moderne, ajunse la o mare complexitate și întindere.

*

În cele de mai sus, am dorit să punem în evidență posibilitățile multiple deschise de școala B.P.A., prin editarea bogatului program al modelării sistemelor vaste cu introducerea nodurilor fictive REI. Multe din posibilitățile în plus arătate de noi nu vor conduce, evident, la reducerea la minimum a muncii calculatorului, dar ar putea ușura esențial activitatea și eficiența intelectuală a omului, fapt căutat în mod special de autor în lucrările [5], [6], [7] [8].

Concluzii

În cele ce urmează se încearcă a se enunța convenientele speciale ale analizei nodale pe modele REI pentru cazul special al analizei sistemelor electroenergetice vaste interconectate.

a) Modelele REI sînt singurele ce pot utiliza direct *INFORMAȚIILE SINTETICE*. Un nod „REI", generator sau de sarcină, grupează un număr de noduri care pot fi caracterizate printr-o singură informație sintetică, fără a falsifica bilanțul puterilor și stările ce rezultă în celelalte noduri păstrate în modelul redus. Această caracteristică a modelelor REI este esențială pentru sistemele vaste moderne, în care părți întregi din sistemul vast sînt identificate prin informații sintetice (puteri totale generate, consumate etc.).

b) Utilizarea informațiilor sintetice conduce la caracterizarea unor *FAMILII de stări* și regimuri ale rețelei vaste, cu un singur set de informații sintetice, care pot corespunde la un număr mare de regimuri.

c) Modelul REI este un model *IMITATIV fizic al sistemelor reale* [10]. De aceea el permite determinarea tuturor fenomenelor direct pe model, cu aceleași metode cu care se cercetează și pe rețeaua reală, cum sînt : curenții de scurtcircuit, problemele de reglaj, problema stabilității statice și a cuplurilor sincronizante, problema regimurilor tranzitorii, a oscilațiilor între sisteme (modul de oscilație ce rezultă pe model între generatoare coerente formînd un generator REI, care oscilează cu aceeași perioadă [13] de o parte a liniei), a circulațiior puterilor active și reactive pe liniile de interconexiune, a pierderilor de circulație etc. etc. Notăm că exactitatea rezultatelor depinde de numărul mai mare sau mai mic al nodurilor REI formate în model.

d) Modelul REI este *general aplicabil la numărul mare de probleme* pe care le ridică rețelele moderne vaste și interconectate. Se pot stabili echivalențe în reducerea rețelei, care pentru o anumită problemă [14], [21], [22], [23], [24], să conducă la rezultate mai exacte. Calitatea principală a modelului REI propus este că el rămîne același în tot evantaiul larg de probleme ce trebuie cercetate. Astfel, pe de o parte, permite aplicarea metodelor verificate și pe rețeaua originală, iar pe de altă parte raționamentele calitative, atît de necesare în supravegherea și controlul sistemelor vaste, rămîn posibile mai departe direct pe modelul REI redus la nodurile esențiale ce corespund informațiilor sintetice.

d) În ceea ce privește *raționamentele calitative*, un element important în cazul sistemelor vaste este posibilitatea constituirii IMAGINILOR NODALE pentru noduri REI fictive (vezi nodul sarcinii unice [11], [12], [19].

Generatoarele REI vor putea figura în aceste imagini în locul generatoarelor reale ce figurau în imaginile nodale ale sistemelor cu dimensiuni reduse. Cu generatoarele REI se aproximează suficient valoarea curentului de scurtcircuit corespunzător generatoarelor grupate. Astfel, „imaginile nodale" capătă o valoare deosebită, permițînd „vizualizarea" intuitivă a fenomenelor și stărilor sistemului vast, văzute prin diverse noduri reale sau fictive.

f) Modelele reduse ce se obțin pe această cale permit stabilirea *indicatorilor necesari pentru siguranța sistemului*, care pot fi evaluați pe modelul redus, indicatori pentru care imaginile nodale pot fi de un folos deosebit [8], [19].

g) Modelele matematice ce rezultă din *strategia SPARSITĂȚII* în transformările matricei nodale [y], necesare determinării modelului, și calculele repetate pe model pentru determinarea evoluției stărilor pot fi considerate ca corespunzătoare transformărilor rețelei reale, considerînd evoluțiile ei prin *schemele cele mai simple* cu un număr minim de elemente, ce corespund biunivoc evoluției termenilor matricei [y].

h) Adăugăm convingerea noastră căpătată din experiența cîștigată, că fiecare *sistem energetic vast* este de fapt un *CAZ PARTICULAR* pentru obținerea modelului optimal. Trebuie să înțelegem caracteristicile structurii, problemele ce i se pun, indicatorii indispensabili ai sistemelor componente, gradul de aproximație și de reducere permis pentru raționamente încă corecte (adesea foarte mare) și, în final, opțiunile cele mai potrivite în definirea rețelei reduse conform unui program de tipul celui întocmit de B.P.A., descris mai sus.

i) În cazul special al sistemului electroenergetic românesc, prima urgență este *organizarea determinării „contingențelor"* pentru stări cît mai apropiate de „timpul real" (cîteva ore înainte). Cercetările făcute de ICEMENERG [11], stabilind modelul REI redus pentru contingențe în legătură cu liniile de interconexiune, este necesar să fie extinse pentru incidente interne în sistem (dispariția unei centrale, unei linii puternice etc.). Se știe că în asemenea

cazuri modelul apare diferit, trebuind să reţină cu adevărata identitate şi nodurile corespunzătoare contingenţelor interne. De asemenea apare indispensabilă *completarea modelului* cu elementele necesare pentru a stabili stările sistemului exterior, considerînd informaţiile „sintetice" de care se poate dispune în legătură cu ţările vecine din sistemul interconectat şi circulaţiile la un moment dat (cînd se determină contingenţa) pe liniile de interconexiune. În această direcţie se poate considera X-REI-ul introdus de curînd în S.U.A. de Centrul de calcul de la Cleveland [20], sau determinări directe ale parametrilor modelului REI exterior, determinat dintr-un regim de referinţă.

Bibliografie

[1] Dimo, P. *Revoluţie în conceptele cercetării sistemelor electroenergetice?* În: Energetica, 25, nr. 5, 1977.

[2] Dopazo, J. F., Klitin, A. O. şi Sasson, A. M. *Stochastic Load Flows.* I.E.E.E. — Summer Meeting, 1974.

[3] Borkovska, B. *Probabilistic Load Flow.* I.E.E.E.— Summer Meeting, 1973.

[4] Dimo, P. *Analiza sistemelor electroenergetice prin separarea nodurilor şi utilizarea curenţilor de scurtcircuit.* Editura tehnică, Bucureşti, 1959.

[5] Dimo, P. *ANALIZA NODALĂ a sistemelor electroenergetice.* Editura Academiei R.S.R., Bucureşti, 1968.

[6] Dimo, P. *L'Analyse nodale des réseaux d'énergie.* Ed. Eyrolles, Paris (cu unele completări pentru noduri REI de sistem, faţă de [5]).

[7] Dimo, P. *Uslovoi analiz elektriceskie sistem.* Mir— Moscova (cu completări în legătură cu reţelele dezvoltate, faţă de [6]).

[8] Dimo, P. *Nodal Analysis of Power Systems.* Abacus Press, Tunbridge Wells-Kent, England (cu noi completări faţă de [7] asupra reţelelor vaste).

[9] Dimo, P. *Le réseau à bilan énergétique nul dans la formation des équivalents REI.* În: Rev. Roum. Sci. Techn. Electr. et Energ. 19, nr. 2, 1974, p. 221—227.

[10] Dimo, P. *Correspondance de nature entre le modèle REI et le système physique.* În: Rev Roum. Sci. Techn. Electr. et Energ., 19, nr. 4, 1974, p. 603—609.

[11] Dimo, P., Pomîrleanu, M., Bejuscu, L., Radu, I. şi Sîrbu, M. *Utilizarea echivalenţilor REI la studiul sistemelor vaste interconectate.* În: Energetica, 24, nr. 4, 1976.

[12] Dimo, P., Groza, L., Ionescu, S., Ungureanu, B. şi Petcu, I. *L'équivalent REI. Modèle général pour l'analyse du fonctionnement des réseaux d'énergie.* CIGRE — 1974, rap. 32—16.

[13] Dimo, P. *Le temps de lancer d'un réseau.* În: R.G.E., nr. 12, 1960.

[14] Kirchmayer, L. K. *Economic operation of power systems.* John Wiley and Sons, New York, 1958.

[15] Tinney, W. F., Powel, W. L. şi Peterson, N. M. *Sparsity — oriented network reduction.* IEEE PICA Conference Proceedings, Minneapolis, July 1973.

[16] Tinney, W. F., Powell, W. L. şi Walker, J.W. *Programming of Sparsity — Directed ordering schemes.* Conferinţa P.S.C.C., Cambridge, 1975.

[17] Tinney, W. F. şi Powell, W. L. *The REI approach to power network equivalents.* PICA — Conference, Toronto, Mai 1977.

[18] * * * Control Data Corporation — *Power Flow 2000. User Information Manual,* 1976.

[19] Dimo, P., Cristea, H. şi Făinaru, B. *Visualization of the system states on display equipment (Romanian Experiments). Computer Method of Power System Analysis and Control* — Romania and United States of America — Bucharest, June, 3—6, 1974.

[20] Dy-Liacco, T. E., Săvulescu, S. C. şi Romarao, K. A. *On-line topological Equivalent of Power System.* IEEE — Summer Meeting, Mexico, June 1977.

[21] Demos, P. Gelopulos. Arizona State University &Electric Power Research Institute—Palo Alto, California *Midterm Simulation of Electric Power Systems* (EPRI) 1976 (cu completarea cap. 6 —1977—cu aplicaţii REI).

[22] Alvarado, F. L. şi Elkonyaly, E. H. *Reduction in Power Systems.* IEEE — Summer Meeting, Mexico City, 1977.

[23] Ward, J. B. *Equivalent Circuits for Power Flow Studies.* În: AIEE—Trans. on PAS, 68, 1949, p. 373—382.

[24] Podmore, R. şi Germond, A. *Development of dynamic equivalents for transient stability studies.* EPRI—EL—456—Research Project 763, Final Report, 1977, Prepared by Systems Control Inc. Palo Alto, California.

(Articol intrat în redacţie la 25 iulie 1977)

Aspecte actuale privind analiza eficienţei sistemelor energo-tehnologice

Ing. **O. Ţuţuianu**

Dată fiind importanţa problemei, în concordanţă cu indicaţiile conducerii de partid şi de stat privind aportul pe care specialiştii Ministerului Energiei Electrice trebuie să-l aducă în asigurarea funcţionării consumatorilor, revista îşi propune să iniţieze, prin acest articol de început, o dezbatere privind problemele platformelor industriale, invitînd specialiştii atît din unităţile M.E.E., cît şi din cadrul acestor platforme, la aprofundarea temei tratate.

Avîntul deosebit pe care l-a cunoscut în ultimele decenii economia noastră socialistă a condus la apariţia, în mai toate judeţele ţării, a unor platforme industriale puternice, caracterizate prin procese tehnologice complexe, care reclamă, pe lîngă materiile prime necesare, importante cantităţi de resurse auxiliare (combustibili, căldură, energie electrică, apă etc.).

Odată cu creşterea capacităţilor de producţie, a diversităţii şi complexităţii tehnologiilor, a implicaţiilor economice şi sociale, soluţionarea problemelor acestor sisteme energo-tehnologice prin metode analitice tradiţionale devine limitativă şi ineficientă. Ca atare, se impune o tratare sistemică a acestora prin evidenţierea corelaţiilor structură — substructuri, informaţii — decizie, sistem — mediu înconjurător. Privite prin această prismă, platformele industriale reprezintă sisteme energo-tehnologice cu structuri complexe sub aspect tehnologic şi operaţional; ele interacţionează pe plan tehnologic, informaţional şi de decizie cu structuri similare, cu mediul înconjurător (poluare, estetică industrială), cu mediul social-

* Ovidiu Ţuţuianu este inginer principal în cadrul Direcţiei tehnice din Ministerul Energiei Electrice.

economic (amplasament, structură și ponderea în cadrul ramurii economice respective).

Schema de modelare a unui astfel de sistem, considerat pe plan tehnologic ca sistem cibernetic, este prezentată în figura 1.

Se observă că, din punctul de vedere al structurii interne, sistemul energo-tehnologic este compus din două subsisteme (subsistemul energetic și subsistemul tehnologic), legate organic între ele, iar pe plan extern el operează între sistemul furnizor de resurse și cel consumator de produse.

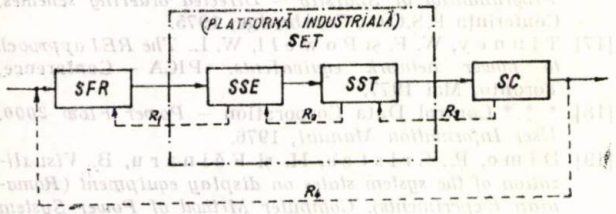


Fig. 1. Platforma industrială modelată ca sistem cibernetic : *SFR* — sistem furnizor de resurse ; *SET* — sistem energo-tehnologic ; *SSE* — subsistem energetic ; *SST* — subsistem tehnologic ; *SC* — sistem consumator ; *R* ($i = 1,4$) — reacții inverse.

Funcția-obiectiv a acestui sistem complex, evolutiv și controlabil, constă în fabricarea unor produse de un anumit profil (chimic, petrochimic, metalurgic, forestier etc.) pentru satisfacerea necesităților sistemului consumator respectiv, în prezența restricțiilor de ordin tehnic, economic și de eficiență, impuse în special de sistemul furnizor de resurse.

Pentru optimizarea funcției-obiectiv este necesar ca structura internă a sistemului analizat să opereze și să transforme în mod eficient fluxurile de materiale, energie și informații

Atingerea acestor deziderate reclamă aplicarea concepției sistemice în mod consecvent, la tratarea platformelor industriale, pe întreaga durată a considerării lor, corespunzător cerințelor fiecărei faze (etape) a ingineriei sistemelor (fig. 2), și anume :

a) *În faza de prospectare*, prin alegerea unor soluții economice din punct de vedere tehnologic și energetic, care să ofere sistemului realizarea unor parametri cantitativi și calitativi superiori, siguranță în exploatare, strategii de întreținere adecvate, flexibilitate și adaptabilitate.

b) *În faza de realizare*, prin asigurarea interconectării elementelor pe căi simultane și succesive, în scopul scurtării duratei de execuție și al devansării termenului de punere în funcțiune, concomitent cu măsuri de utilizare rațională a materialelor, combustibililor și energiei.

c) *În faza operațională*, prin evitarea pericolului de avarii, incendii și accidente de muncă, prin abordarea strategiilor optime de conducere tehnologică, pentru funcționarea cu consumuri specifice de materii prime, combustibili și energie minime.

Criza de energie cu care se confruntă la ora actuală întreaga lume impune modificări și chiar adevărate mutații de concepții, la analiza sistemelor energo-tehnologice. Astfel, dacă pînă nu demult economia de energie reprezenta doar una dintre restricțiile funcției-obiectiv a sistemelor analizate, în prezent ea tinde să devină o componentă de bază a acesteia.

De aici și tendința de schimbare a raportului din cadrul structurii interne a sistemelor energo-

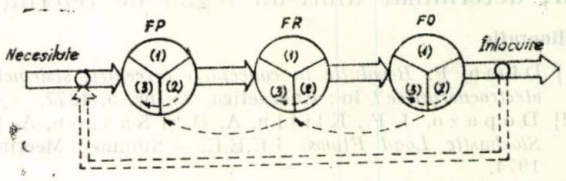


Fig. 2. Fazele (etapele) ingineriei sistemelor :
FP — faza de prospectare : *1* — definire ; *2* — proiectare ; *3* — evaluare.
FR — faza de realizare ; *1* — construcție ; *2* — montaj ; *3* — punere în funcțiune.
FO — faza operațională : *1* — funcționare ; *2* — întreținere ; *3* — recuperare (înlocuire).
— — — reacții inverse.

tehnologice, între subsistemul energetic și subsistemul tehnologic, în favoarea celui dintîi.

Ca urmare, la analiza eficienței în funcționare a platformelor industriale, este absolut necesar să se ia în considerare și comportarea instalațiilor (surselor) proprii de producere, distribuție și utilizare a energiei electrice și a căldurii care alcătuiesc subsistemul energetic.

O politică optimă adoptată pentru un sistem energo-tehnologic va trebui să fie rezultatul unor subpolitici optime la nivelul celor două subsisteme componente. Cu alte cuvinte, o unitate industrială nu poate avea un grad ridicat de organizare dacă nu asigură un anumit grad de organizare a subsistemului energetic.

*

În vederea perfecționării continue a activității sistemelor energo-tehnologice, este necesar ca la îndemîna factorilor de decizie să stea o serie de instrumente de diagnosticare, care să ofere posibilitatea de a se compara eficiența în funcționare a două sau mai multe unități industriale, cu evidențierea căilor de creștere a gradului de organizare.

Un astfel de instrument îl constituie „metoda stărilor entropice" [1].

Metoda se bazează pe aplicarea conceptului de „entropie" la sistemele cibernetice, această mărime redînd tendința sistemelor de a trece din sfera de organizare în sfera de dezorganizare.

Pornind de la entropia unui sistem, se poate defini noţiunea de „stare entropică", care caracterizează orice sistem cibernetico-industrial. Ea reprezintă proprietatea de a conţine în interiorul său perturbaţii ce se opun finalizării scopului sistemului respectiv.

La sistemele cibernetice industriale, entropia cunoaşte în permanenţă o modificare, în sensul creşterii. Aceasta este determinată, pe de o parte, de rămînerea în urmă a nivelului de calificare a forţei de muncă faţă de progresul tehnic, iar pe de altă parte de creşterea complexităţii mijloacelor de producţie, cu consecinţa logică a creşterii riscurilor de degradare. Analiza stării entropice a sistemelor cibernetice industriale permite cuantificarea eficienţei activităţii acestora, utilizînd indicatorul *grad de organizare*, definit de relaţia :

$$G_{(S)} = \frac{H_0}{H_{(S)}}, \tag{1}$$

unde

$G_{(S)}$ este gradul de organizare a sistemului S :

$$0 \leqslant G_{(S)} \leqslant 1 \tag{2}$$

H_0 — entropia unui sistem etalon, considerat perfect organizat ;
$H_{(S)}$ — entropia sistemului S analizat.

Entropiile se calculează cu relaţiile :

$$H_0 = \frac{\sum_{i=1}^{n} \alpha_i H_{(0^* i)}}{\sum_{i=1}^{h} \alpha_i} \tag{3}$$

$$H_{(S)} = \frac{\sum_{i=1}^{n} \alpha_i H_{(S_i^*)}}{\sum_{i=1}^{n} \alpha_i}, \tag{4}$$

în care

$H_{(0^* i)}$ reprezintă entropiile subsistemelor componente ale sistemului etalon S_0 ;
$H_{(S_i^*)}$ — entropiile subsistemelor componente ale sistemului S ;
α_i — coeficient de ponderabilitate, în funcţie de importanţa subsistemului ;

$$\sum_{i=1}^{n} \alpha_i = 1 \tag{5}$$

În general, valoarea entropiei H este dată de relaţia lui Claude Shannon [4] :

$$H(A_n) = -\sum_{k=1}^{n} P_k \cdot \log P_k, \tag{6}$$

unde A_n este cîmpul finit de probabilităţi :

$$A_n = (P_1, P_2, \ldots, P_n) ; P_k \geqslant 0 ;$$

$$1 \leqslant k \leqslant n ; \sum_{k=1}^{n} P_k = 1 \tag{7}$$

Pentru sistemele industriale, cîmpul de evenimente este format din :

— starea de succes (funcţionare normală), probabilitate p ;

— stare de insucces (nefuncţionare), probabilitate $q = 1 - p$.

Prin convenţie s-a ales ca bază logaritmică baza 2, iar ca unitate de măsură a entropiei bit-ul [4].

În acest caz, relaţia (6) devine :

$$H(p, 1-p) = -\left[p \cdot \log_2 \frac{1}{p} + (1-p) \cdot \log_2 \frac{1}{1-p}\right] \tag{8}$$

sau

$$H(p, q) = -\left[p \cdot \log_2 \frac{1}{p} + q \cdot \log_2 \frac{1}{q}\right], \tag{8}$$

unde

$q_{ij} = \frac{T_{ij}}{8760}$; T_{ij} este durata de nefuncţionare (ore) ; (9)

$$p_{ij} = 1 - q_{ij} \tag{9'}$$

Considerînd fiecare subsistem compus dintr-o reuniune de subsisteme, conform relaţiei :

$$S_i^* = S_{OMi}^* \cup S_{MMi}^* \cup S_{FMi}^*, \tag{10}$$

unde

S_{OMi}^* este subsistemul obiectului muncii ;
S_{MMi}^* — subsistemul mijloacelor de muncă ;
S_{FMi}^* — subsistemul forţei de muncă,

entropia totală a subsistemului va fi :

$$H(S_i^*) = \sum_{j=1}^{r} H_{OMij} + \sum_{j=1}^{s} H_{MMij} + \sum_{j=1}^{t} H_{FMij} \tag{11}$$

Punînd în evidenţă cauzele perturbatoare care contribuie la creşterea entropiei fiecăruia dintre subsistemele de mai sus, se pot determina : entropia subsistemului energetic, entropia subsistemului tehnologic, entropia sistemului energo-tehnologic şi, în final, gradul de organizare a acestuia, utilizînd în ordine relaţiile (9), (9'), (8), (11), (3), (4) şi (1).

Calculul gradului de organizare a sistemelor energo-tehnologice

Tabelul 1

Nr. crt.	Mărimea de calcul		Cauza perturbatoare	Sistemul A T_{ij}	q_{ij}	p_{ij}	$\lvert H_{ij}\rvert$	$\Sigma\lvert H_{ij}\rvert$	Sistemul B T_{ij}	q_{ij}	p_{ij}	$\lvert H_{ij}\rvert$	$\Sigma\lvert H_{ij}\rvert$	Etalon 0 T_{ij}	q_{ij}	p_{ij}	$\lvert H_{ij}\rvert$	$\Sigma\lvert H_{ij}\rvert$
1	Entropia subsistemului energetic	1.1	Reparaţii planificate	860	0,098	0,902	0,475		800	0,091	0,909	0,452	—	720	0,082	0,918	0,412	—
		1.2	Uzura instalaţiilor	—	0,060	0,940	0,329		—	0,040	0,960	0,242	—	—	0,030	0,970	0,193	—
		1.3	Avarii şi reparaţii accidentale	300	0,034	0,966	0,212	—	240	0,027	0,973	0,180	—	200	0,023	0,977	0,160	—
		1.4	Întîrzieri la punerea în funcţiune	—	—	—	—	1,284	—	—	—	—	1,184	—	—	—	—	0,765
		1.5	Absenţa forţei de muncă	20	0,002	0,998	0,021		30	0,003	0,997	0,030	—	—	—	—	—	—
		1.6	Calificarea forţei de muncă	—	0,030	0,970	0,193		—	0,040	0,960	0,242		—	—	—	—	—
		1.7	Calitatea necorespunzătoare a energiei	50	0,006	0,994	0,054		35	0,004	0,996	0,038	—	—	—	—	—	—
2	Entropia subsistemului tehnologic	2.1	Reparaţii planificate	860	0,098	0,902	0,475	—	900	0,103	0,897	0,484	—	720	0,082	0,918	0,412	—
		2.2	Uzura instalaţiilor	—	0,060	0,940	0,329	—	—	0,040	0,960	0,242	—	—	0,030	0,970	0,193	—
		2.3	Avarii şi reparaţii accidentale	300	0,034	0,966	0,212	—	330	0,038	0,962	0,233	—	200	0,023	0,977	0,160	—
		2.4	Întîrzieri la punerea în funcţiune	—	—	—	—	1,342	—	—	—	—	1,386	—	—	—	—	0,765
		2.5	Absenţa forţei de muncă	30	0,003	0,997	0,030	—	40	0,005	0,995	0,045		—	—	—	—	
		2.6	Calificarea forţei de muncă	—	0,040	0,960	0,242	—	—	0,050	0,950	0,289		—	—	—	—	
		2.7	Calitatea necorespunzătoare a produselor	50	0,006	0,994	0,054		100	0,011	0,989	0,039		—	—	—	—	
3	Entropia sistemului energo-tehnologic			$\lvert H_A\rvert = \Sigma\lvert H_{ij}\rvert = 2{,}626$					$\lvert H_B\rvert = \Sigma\lvert H_{ij}\rvert = 2{,}570$					$\lvert H_0\rvert = \Sigma\lvert H_{ij}\rvert = 1{,}530$				
4	Gradul de organizare a sistemului energo-tehnologic			$G(A) = 0{,}5$					$G(B) = 0{,}6$					$G(0) = 1{,}0$				

Pentru exemplificare s-au considerat trei sisteme energo-tehnologice elementare, de tipul celor arătate în schema din figura 3, valorile rezultate în urma aplicării relaţiilor de mai sus fiind înscrise în tabelul 1.

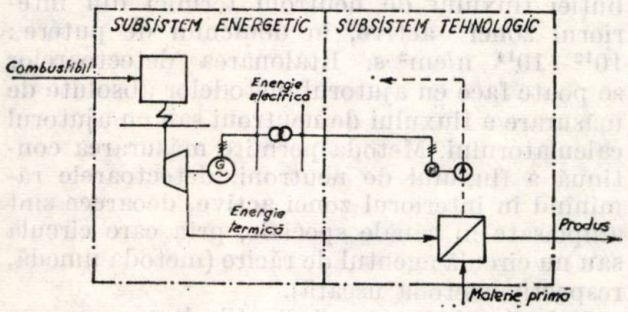


Fig. 3. Exemplu de schemă principială a unui sistem energo-tehnologic.

Compararea celor două sisteme de lucru A şi B cu sistemul etalon 0 s-a făcut în următoarele ipoteze :

— număr identic de instalaţii energetice ;
— număr identic de instalaţii tehnologice ;
— coeficienţi de ponderabilitate identici :

$$\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_n = 1.$$

După cum rezultă din exemplul prezentat, în cazul comparării celor două sisteme A şi B — chiar dacă sistemul A este mai bine organizat din punct de vedere tehnologic decît sistemul B — acesta din urmă are, pe ansamblu, un grad de organizare superior, datorită unui subsistem energetic mai bine pus la punct.

Concluzii

1. O analiză obiectivă şi concludentă a eficienţei unui sistem energo-tehnologic nu se poate face fără luarea în considerare a aportului subsistemului energetic, în toate fazele ingineriei sistemelor.

De menţionat că aportul subsistemului energetic la optimizarea sistemului global energo-tehnologic creşte şi mai mult în cazul valorificării pe platformele industriale a resurselor energetice secundare rezultate în procesele tehnologice.

În acest caz se obţin influenţe pozitive şi în ceea ce priveşte poluarea mediului ambiant, dar mai ales în economisirea resurselor energetice primare.

2. Măsurile adoptate pentru creşterea gradului de organizare a subsistemului energetic aferent unei platforme industriale conduc implicit la creşterea eficienţei sistemului energo-tehnologic respectiv.

3. Metoda stărilor entropice propusă pentru analiza gradului de organizare a sistemelor energo-tehnologice reprezintă un instrument de lucru simplu, uşor de aplicat, pretabil la utilizarea mijloacelor moderne de calcul.

Singurele aspecte mai dificile ale acestei metode, care solicită o anumită experienţă tehnică, constau în stabilirea coeficienţilor de ponderabilitate (α_i) pentru fiecare subsistem, precum şi în dimensionarea sistemului etalon (cu entropia H_0).

Metoda permite compararea a două sau mai multe sisteme energo-tehnologice cu acelaşi profil sau chiar avînd profile diferite.

Pentru ca această metodă să aducă un aport eficient în practica curentă a exploatării sistemelor energo-tehnologice, este necesar să se analizeze contribuţia fiecărei cauze perturbatoare la creşterea nivelului de entropie al subsistemului analizat şi să se stabilească, în consecinţă, măsurile tehnice şi organizatorice corespunzătoare.

Bibliografie

[1] Bîrlea, Şt. *Iniţierea în cibernetica sistemelor industriale.* Editura tehnică, Bucureşti, 1975.

[2] Brătianu, C. şi Gheorghe, A. *Premise la o teorie sistemică a centralelor electrice.* Sesiunea jubiliară „25 ani de la înfiinţarea Facultăţii de energetică". Institutul politehnic Bucureşti, lucrarea II—13 g.

[3] Brătianu, C. *Entropie termodinamică şi entropie informaţională.* Idem, lucrarea II—24 g.

[4] Cornea, M. *Conceptele matematice ale entropiei unui sistem cibernetic.* Idem, lucrarea II—25 g.

[5] Ţuţuianu, O. *Analiza gradului de organizare a unor sisteme producătoare de energie termică, prin „metoda stărilor entropice".* Referat la cursul postuniversitar Inginerie economică. Institutul politehnic Bucureşti, mai 1976.

(Articol intrat în redacţie la 9 iunie 1977)

Metodica determinării fluxului de neutroni termici în interiorul zonei active, cu aplicații la reactoarele nucleare energetice

Fiz. Viorica Dodu *)

Considerații generale

Lucrarea de față își propune prezentarea rezultatelor obținute la determinarea fluxului de neutroni termici în interiorul zonei active a reactorului VVR-S-IFA, folosind metoda cu detectoare autoalimentate.

Experimentările s-au efectuat în vederea utilizării detectoarelor de acest tip, pentru sistemele de instrumentație din interiorul zonei active, la reactoarele energetice, experiența cîștigată urmînd să fie folosită pentru măsurători de flux la centralele nuclearoelectrice care se vor realiza în țara noastră.

Optimizarea tehnico-economică a unei centrale nuclearoelectrice implică, în primul rînd, îmbunătățirea parametrilor neutrono-fizici ai reactorului, prin utilizarea tuturor rezervelor existente de funcționare în condiții de siguranță, care pot conduce în final la creșterea puterii centralei.

Aceasta reclamă sisteme complexe de urmărire și supraveghere a parametrilor neutrono-fizici ai reactorului : flux de neutroni și temperatura din zona activă, în timpul exploatării.

Sistemul de instrumentație cu detectoare în interiorul zonei active furnizează valori ale fluxului de neutroni din care se obțin principalii parametri ai reactorului : putere, energie, densități de putere și energie, precum și parametri nucleari, cum sînt : gradul de ardere, acumularea plutoniului, reactivitatea, factori de canal cald etc. Cu ajutorul valorilor locale, radiale și axiale, ale fluxului de neutroni, obținute de la detectoarele din interiorul zonei active, se pot stabili distribuțiile spațiale ale fluxului de neutroni în zona activă, ca și valorile medii ale acestui flux. Pe baza acestor date, utilizînd și datele de intrare stocate în memoria calculatorului, se determină, cu ajutorul programelor de calcul corespunzătoare, și alți parametri ai reactorului și centralei.

2. Metoda de măsurare

Metodele de măsurare a fluxului de neutroni termici, care utilizează detectoare de flux de neutroni, ca : contoare de fisiune, camere de fisiune, detectoare autoalimentate, permit urmărirea continuă a fluxului de neutroni, de la pornirea reactorului și pînă la exploatarea în plină sarcină, în condițiile de securitate necesare.

Metoda de măsurare a fluxului de neutroni termici cu detector autoalimentat este o metodă relativă, care permite stabilirea distribuției fluxului de neutroni termici din interiorul zonei active, în domeniul de putere : 10^{12}—10^{14} n/cm^2·s. Etalonarea detectoarelor se poate face cu ajutorul metodelor absolute de măsurare a fluxului de neutroni sau cu ajutorul calculatorului. Metoda permite măsurarea continuă a fluxului de neutroni, detectoarele rămînînd în interiorul zonei active, deoarece sînt amplasate în canale speciale, prin care circulă sau nu circulă agentul de răcire (metoda umedă, respectiv metoda uscată).

Valorile obținute pot fi utile la :

— urmărirea continuă a distribuției de flux de neutroni și a variațiilor sale locale, din care rezultă distribuția de putere și variațiile acesteia, în diferite regimuri de funcționare a centralei ;

— efectuarea bilanțurilor de reactivitate ;

— stabilirea rezervelor pînă la criza fierberii și pînă la topirea combustibilului, prin determinarea factorilor de canal cald ;

— obținerea informațiilor asupra migrării xenonului ;

— urmărirea continuă a consumului de combustibil, respectiv a gradului de ardere ;

— etalonarea detectoarelor situate în exteriorul zonei active.

Avantajele utilizării acestei metode constau în :

— măsurarea continuă a fluxului de neutroni, detectoarele rămînînd în canalul de măsură pe toată durata campaniei ;

— realizarea distribuției spațiale a fluxului de neutroni, în orice moment al exploatării.

3. Montajul experimental și rezultatele obținute

Experimentările s-au efectuat în canalul PR al reactorului (fig. 1), rămas liber după desființarea barei de reglare, pentru care fusese prevăzut inițial

Instalația de măsură utilizată (fig. 2) este formată din :

— Detector autoalimentat de flux de neutroni, *D*, cu emitor cobalt. Detectorul este de tip 5503—C (Studsvik AB Atomenergie), cu următoarele caracteristici tehnice :

— emitor : Cobalt Ø2 × 210 mm, greutate 5,7812 g ;

— colector : Inconel 600, tub Ø 3,5 × 0,25mm, lungime 250 mm ;

— sensibilitatea calculată la neutronii termici : $5{,}34 \times 10^{-21}$ A/n/cm^2·s.

*) Fiz. Viorica Dodu este cercetător științific la ICEMENERG.

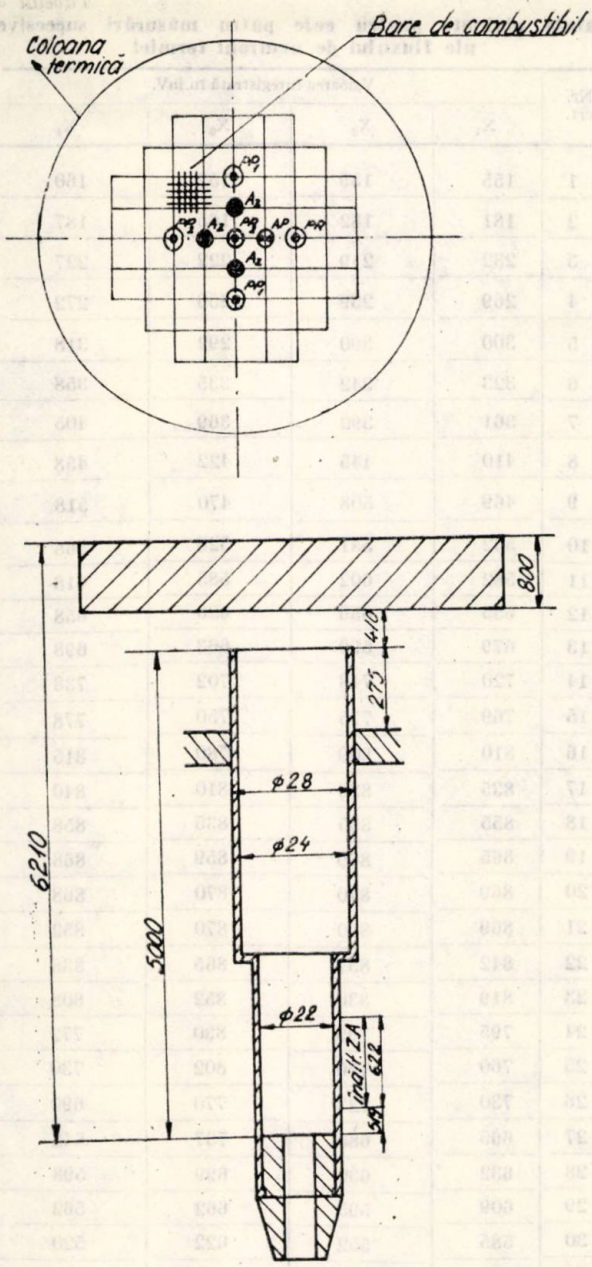


Fig. 1. Poziția în reactorul VVR—S și secțiunea longitudinală a canalului PR.

Az — bare de avarie; AP — bare de reglaj automat; PP_1 și PP_2 — bare de reglaj manual.

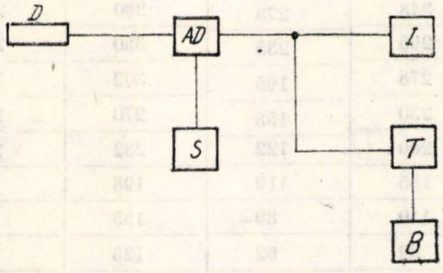


Fig. 2. Schema instalației utilizate pentru măsurători de flux la reactorul VVR—S.

D — detector; AD — amplificator diferențial; S — sursă de alimentare; I — aparat indicator; T — aparat înregistrator; B — baterie de acumulatoare.

Fiecare detector este testat și etalonat de către firmă. Eroarea indicată este mai mică decît ±2%.

— Amplificatorul diferențial AD de curent continuu, tip 4681—A. Acesta este de tip liniar cu o amplificare fixată: la un curent de intrare de 0—2000 nA, corespunde o tensiune de ieșire de 0—10 V. La ieșirea de 10 V se poate cupla aparatul indicator, înregistrator și memoria de la calculator. Eroarea introdusă ținînd seama de deriva amplificatorului (<0,2 nA/lună la 20°C) este neglijabilă.

— Sursa de alimentare S, stabilizată.

— Aparatul indicator I, de tip DU—20, avînd clasa de precizie 1.

— Aparatul înregistrator T, de tip TSS—101, cu hîrtie și indigo, avînd lățimea de bandă 50 mm, iar viteza de înregistrare 1 mm/s. Sensibilitatea maximă a aparatului este 0,25 mm/mV (±2%).

Etalonarea detectorului autoalimentat a fost făcută cu ajutorul metodei activării, metodă absolută, utilizată curent pentru măsurători de flux de neutroni la reactorul IFA. Valorile măsurate sînt date în tabelul 1. Valoarea fluxului de referință a fost măsurată la distanța de 5220 mm, față de suprafața exterioară a capacului reactorului. Față de același reper, planul median al zonei active se află la distanța de 5380 mm.

Tabelul 1

Puterea reactorului kW	Valoarea fluxului de neutroni termici n/cm².s	Cota mm
1	$1{,}115 \cdot 10^{9}$	5020
2000	$2{,}230 \cdot 10^{12}$	
1	$1{,}117 \cdot 10^{10}$	5220
2000	$2{,}350 \cdot 10^{13}$	

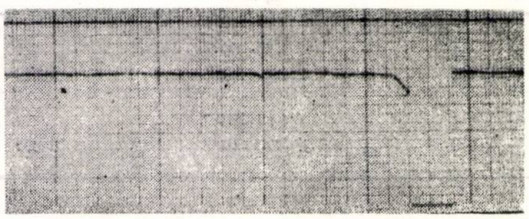
Valorile pentru distribuția axială a fluxului de neutroni termici, obținute cu detectorul autoalimentat, sînt prezentate în continuare.

La prima determinare, valorile tensiunii de ieșire au fost citite la aparatul indicator (tabelul 2) și înregistrate pe bandă (fig. 3). Curba variației axiale a fluxului pe o distanță cuprinsă între 5230 și 6000 mm, trasată prin puncte situate la distanța de 50 mm unul de celălalt, este prezentată în figura 4. Remarcăm o deplasare a valorilor maxime ale fluxului față de planul median al zonei active, deplasare datorită barelor de reglare înseriate în jumătatea superioară a zonei active, la momentul măsurării.

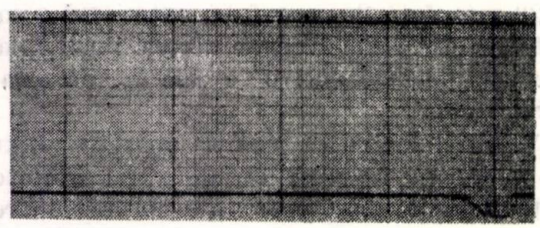
Tabelul 2

Datele obținute prin înregistrarea fluxului de neutroni termici

Nr. crt.	Cota la care s-a făcut măsurătoarea mm	Valoarea înregistrată mV	Valoarea fluxului de neutroni termici coresp. 10^{13}.n/cm^2·s
1	5780	200	0,82
2	5730	312	1,27
3	5680	435	1,78
4	5630	560	2,29
5	5580	669	2,74
6	5530	760	3,13
7	5480	845	3,46
8	5430	880	3,60
9	5380	860	3,52
10	5330	800	3,28
11	5280	695	2,84
12	5220	565	2,35
13	5205	555	2,27
14	5145	405	1,66
15	5080	260	1,06
16	5010	118	0,48



a)



b)

Fig. 3. Valori înregistrate pe bandă. (La partea de jos a benzii apare punctul zero ; la partea de sus a benzii apare capătul cursei).

La a doua determinare s-au realizat patru măsurări succesive, cele patru curbe fiind trasate prin puncte situate la distanță de 20 mm unul de celălalt, pe o înălțime cuprinsă între 5150 și 6000 mm. Rezultatele sînt prezentate în tabelul 3 și figura 5. Poziționarea detectoru-

Tabelul 3

Datele obținute pentru cele patru măsurări succesive ale fluxului de neutroni termici

Nr. crt.	Valoarea înregistrată în mV.			
	X_1	X_2	X_3	X_4
1	155	159	152	160
2	181	182	165	187
3	232	219	222	227
4	269	259	259	272
5	300	300	292	318
6	323	342	335	358
7	361	390	369	405
8	410	445	422	458
9	469	508	470	518
10	532	551	528	568
11	582	602	585	618
12	635	659	620	658
13	679	699	663	698
14	720	748	702	738
15	769	775	750	778
16	810	809	780	815
17	835	839	810	840
18	855	855	835	858
19	865	869	859	868
20	869	870	870	868
21	869	870	870	852
22	842	857	865	838
23	819	830	852	808
24	795	799	830	772
25	760	770	802	730
26	730	723	770	690
27	665	685	737	642
28	632	630	699	598
29	609	595	662	562
30	585	552	622	520
31	539	502	578	470
32	485	432	538	428
33	442	389	492	372
34	395	340	440	328
35	348	275	390	282
36	295	235	350	240
37	278	195	302	198
38	230	158	270	155
39	200	122	232	112
40	155	119	198	88
41	110	89	155	62
42	82	62	123	45
43	57	43	89	
44	40		62	
			43	

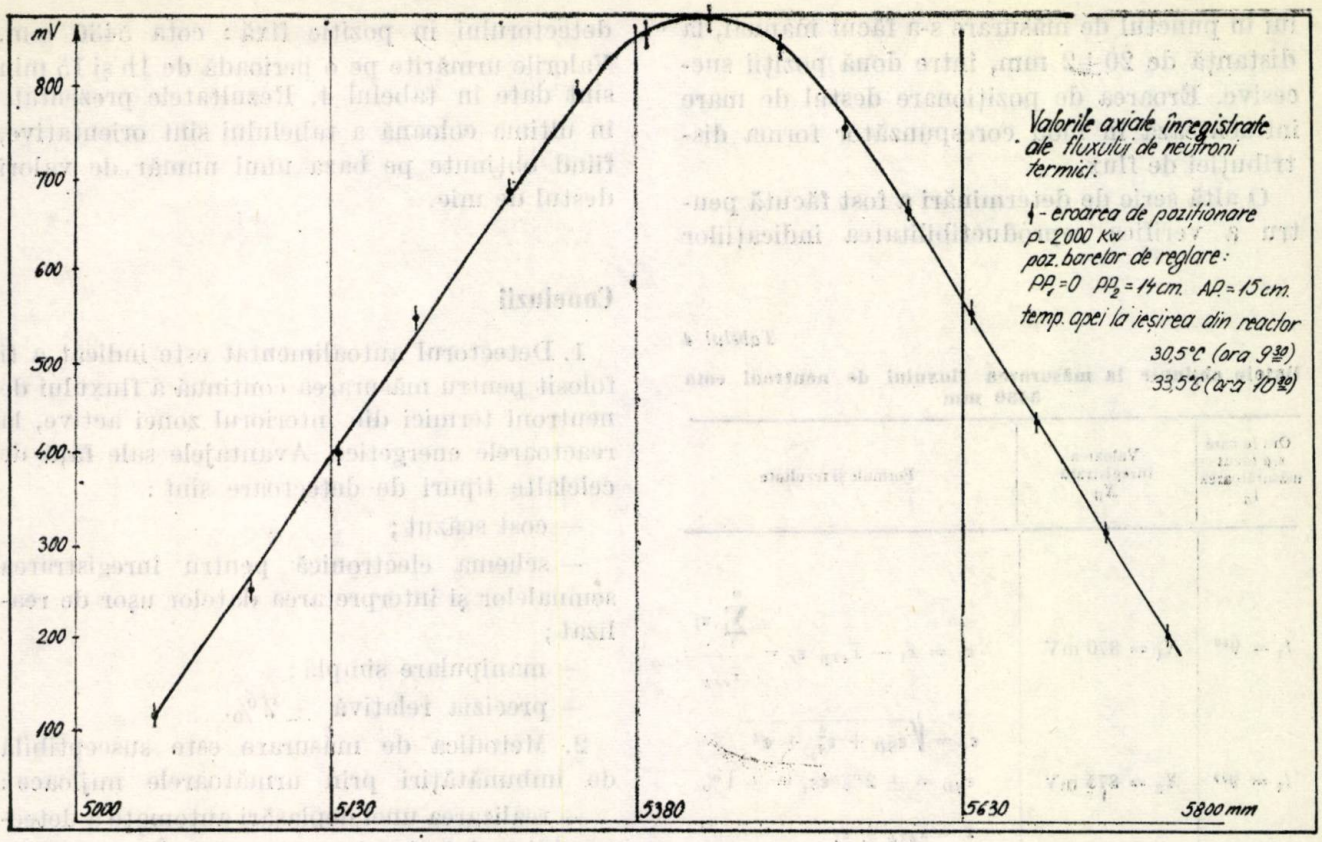


Fig. 4. Valorile axiale înregistrate ale fluxului de neutroni termici

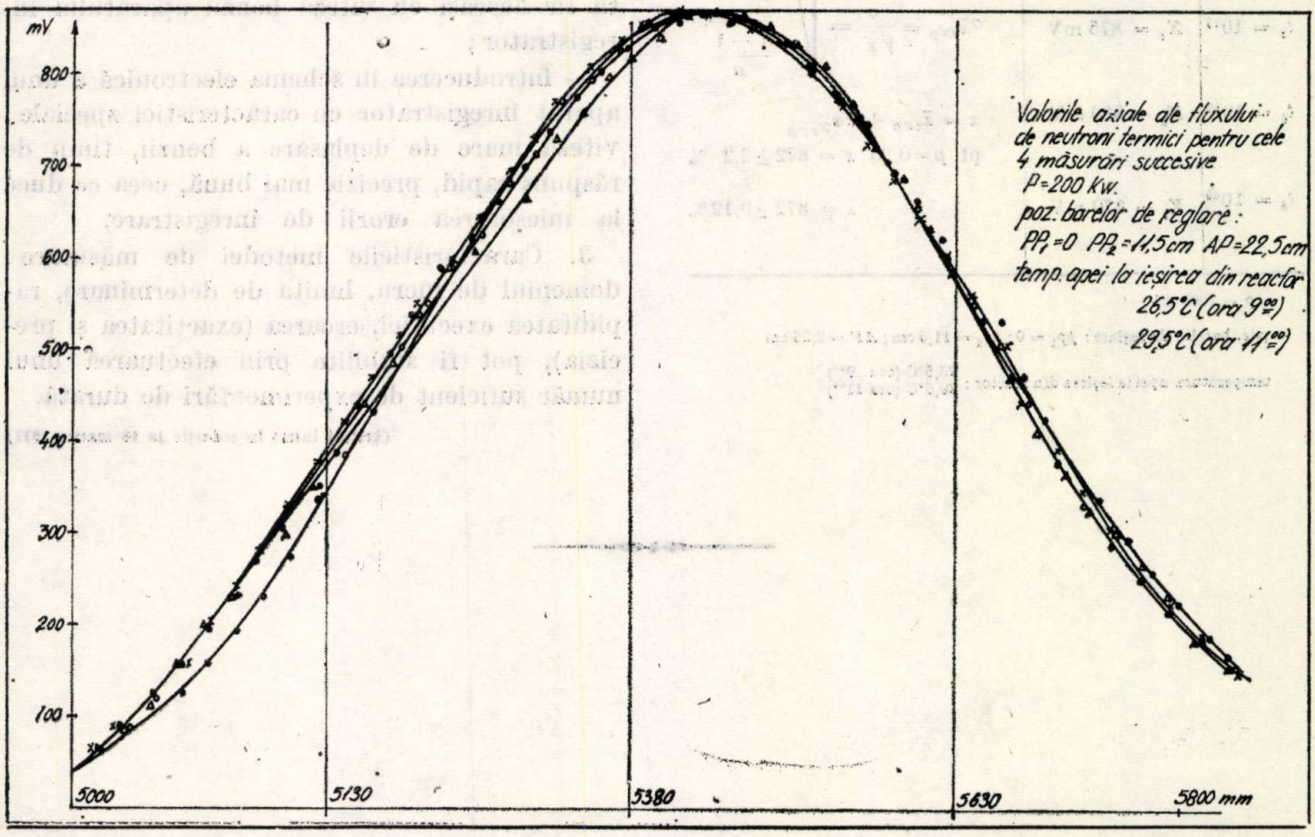


Fig. 5. Valorile axiale ale fluxului de neutroni termici pentru cele patru măsurători succesive.

lui în punctul de măsurare s-a făcut manual, la distanță de 20±2 mm, între două poziții succesive. Eroarea de poziționare destul de mare influențează în mod corespunzător forma distribuției de flux.

O altă serie de determinări a fost făcută pentru a verifica reproductibilitatea indicațiilor detectorului în poziție fixă: cota 5430 mm. Valorile urmărite pe o perioadă de 1h și 15 min sînt date în tabelul 4. Rezultatele prezentate în ultima coloană a tabelului sînt orientative, fiind obținute pe baza unui număr de valori destul de mic.

Tabelul 4

Datele obținute la măsurarea fluxului de neutroni cota 5430 mm

Ora la care s-a făcut măsurătoarea t_n	Valoarea înregistrată X_n	Formule și rezultate
$t_1 = 9^{36}$	$X_1 = 870$ mV	$\varepsilon_i = x_i - \bar{x}_{exp}$ $\varepsilon_r = \frac{\sum_i^n \varepsilon_i}{\bar{x}_{exp}}$
		$\varepsilon_i = \sqrt{\varepsilon_{SD} + \varepsilon_{S_1}^2 + \varepsilon^2}$
$t_2 = 9^{55}$	$X_2 = 875$ mV	$\varepsilon_{SD} = \pm 2\%$ $\varepsilon_{S_1} = \pm 1\%$
		$x = \bar{x}_{exp} \pm \varepsilon_t$
$t_3 = 10^{15}$	$X_3 = 875$ mV	$\sigma_{\bar{x}_{exp}} = \frac{\sigma}{\sqrt{x}} = \sqrt{\frac{\sum_i^m \varepsilon_i^2}{\frac{n-1}{n}}}$
$t_4 = 10^{30}$	$X_4 = 870$ mV	$x = \bar{x}_{exp} \pm 2\sigma_{\bar{x}_{exp}}$
		pt. $p=0,95$ $x = 872 \pm 2,2$ %
$t_5 = 10^{45}$	$X_5 = 870$ mV	$x = 872 \pm 0,12$ %

p = 2000 kW.

→ poz. barelor de reglare: $pp_1 = 0$; $pp_2 = 11,5$ cm; $AP = 2,25$ cm

temperatura apei la ieșirea din reactor: 26,5°C (ora 9°°) / 29,5°C (ora 11°°)

Concluzii

1. Detectorul autoalimentat este indicat a fi folosit pentru măsurarea continuă a fluxului de neutroni termici din interiorul zonei active, la reactoarele energetice. Avantajele sale față de celelalte tipuri de detectoare sînt:

— cost scăzut;

— schema electronică pentru înregistrarea semnalelor și interpretarea datelor ușor de realizat;

— manipulare simplă;

— precizia relativă ± 2%.

2. Metodica de măsurare este susceptibilă de îmbunătățiri prin următoarele mijloace:

— realizarea unei deplasări automate a detectorului în interiorul zonei active. În acest caz, viteza de deplasare a detectorului este necesar să fie aceeași cu viteza benzii aparatului înregistrator;

— introducerea în schema electronică a unui aparat înregistrator cu caracteristici speciale: viteză mare de deplasare a benzii, timp de răspuns rapid, precizie mai bună, ceea ce duce la micșorarea erorii de înregistrare.

3. Caracteristicile metodei de măsurare: domeniul de lucru, limita de determinare, rapiditatea execuției, eroarea (exactitatea și precizia), pot fi stabilite prin efectuarea unui număr suficient de experimentări de durată.

(Articol intrat în redacție la 16 martie 1977)

Posibilităţi de utilizare a tratării magnetice a apei în sistemul energetic

Chim. **Mihai Chirică**
Ing. **George Georgescu**
Tehn. **Vasile Marinescu***)

Dintre toate metodele fizice de tratare a apei în scopul prevenirii formării de crustă, tratarea magnetică pare a fi cea mai simplă, cea mai bună şi mai ieftină, ceea ce determină o tendinţă de utilizare pe plan mondial în energetica industrială.

Experienţa acumulată în ceea ce priveşte utilizarea industrială a aparatelor magnetice sau electromagnetice de tratare a apei este suficient de bogată, dar s-au obţinut rezultate contradictorii, în funcţie de tipul de aparat utilizat, de regimul de funcţionare a instalaţiei energetice şi de calitatea apei.

Prin trecerea apei, care are tendinţă de a forma crustă, printr-un cîmp magnetic sau electromagnetic suficient de intens, se produc modificări de potenţial inductiv la electronii exteriori ai moleculei de apă şi la electronii de valenţă ai substanţelor care determină formarea de depuneri. Aceste modificări de potenţial se produc la intersecţia liniilor de curgere a apei cu liniile cîmpului magnetic puternic, astfel încît în zona de transfer de căldură nu se mai formează macrocristale (depuneri tari), ci microcristale (şlam).

Rezultă deci că aparatele magnetice sau electromagnetice nu au o acţiune chimică asupra lichidelor, ci o acţiune pur fizică. Compoziţia chimică a lichidului rămîne neschimbată, numai că sărurile minerale dizolvate, care au tendinţă de depunere sub formă de crustă (carbonaţi, sulfaţi de calciu) pe pereţii ţevilor şi recipientelor, se transformă în depuneri microcristaline (şlam) care pot fi uşor spălate şi eliminate [1].

Acţiunea cîmpului magnetic de modificare a structurii substanţelor cu tendinţă de depunere nu a fost încă explicată univoc de oamenii de ştiinţă, astfel că ipotezele emise nu explică mulţumitor fenomenul de magnetizare a apei şi proprietăţile noi pe care le primeşte aceasta. Cu toate acestea, există multe rezultate practice de aplicare a procedeului de tratare magnetică a apei pentru prevenirea formărilor de cruste pe circuitele de apă caldă, pe schimbătoarele de căldură şi în cazanele de joasă presiune.

* Autorii lucrează la ICEMENERG.

Metode de determinare a eficacităţii tratării magnetice a apei

Cele mai importante metode sînt :

— Metoda microscopică, care constă în examinarea la microscop, cu o mărire de 600 de ori, a dimensiunilor şi formelor cristalelor ce se depun pe lamelele plasate în probele de apă netratată, respectiv tratată, după fierberea lor timp de 5—15 minute. Această metodă calitativă de comparaţie poate furniza date referitoare la eficacitatea aparatului, în funcţie de intensitatea cîmpului magnetic, calitatea apei şi factorii constructiv-funcţionali ai aparatului [1], [2].

Din experimentările noastre, am dedus că această metodă nu este precisă şi poate da indicaţii eronate, aşa cum a fost semnalat şi de alţi autori [3].

— Metoda cantitativă de determinare a indexului de tratare magnetică, care constă în măsurarea greutăţii crustei formate pe pereţii vasului în care s-a evaporat o anumită cantitate de apă, comparativ cu cantitatea de şlam antrenabil [3]. Aceste determinări se fac în paralel cu apă tratată şi netratată magnetic, păstrîndu-se aceleaşi condiţii de lucru.

Expresia matematică a indexului de tratare magnetică M este dată de relaţia :

$$M = \frac{\frac{A}{B}}{\frac{C}{D}} = \frac{AD}{BC},$$

în care

A este greutatea crustei formate de apa netratată ;
B — greutatea şlamului format de apa netratată ;
C — greutatea crustei formate de apa tratată magnetic ;
D — greutatea şlamului format de apa tratată magnetic.

Este adevărat că această metodă este mai puţin sensibilă atunci cînd se urmăreşte acţiunea cîmpului magnetic asupra apelor cu durităţi mici.

— Metoda cantitativă pe stand de probe prin care se reproduc condiţiile din exploatare. Principiul metodei constă în trecerea apei netratate printr-o serpentină imersată în apă distilată care fierbe. Viteza de trecere a apei prin serpentină este de 1 m/s, iar temperatura apei la ieşire din sistemul încălzitor se alege astfel încît, conform indicelui Langelier, să se formeze crustă. În aceleaşi condiţii se trece apă tratată magnetic printr-o altă serpentină imersată în aceeaşi baie de apă. Din raportul greutăţii depunerilor formate pe cele două epruvete se determină randamentul aparatului de tratare magnetică de prevenire a formării de crustă [1],[4].

Factorii fizico-chimici care influenţează tratarea magnetică a apei

O influenţă considerabilă asupra modificării structurii substanţelor dizolvate din lichidul care se deplasează în cîmpul magnetic o au forţele care acţionează din partea cîmpului magnetic exterior asupra ionilor din soluţie.

Forţa F, care acţionează asupra particulei încărcate, se determină cu relaţia :

$$F = K\, e\, v\, H \sin \alpha.$$

unde :

K este coeficientul de proporţionalitate ;
e — sarcina particulei ;
H — intensitatea cîmpului magnetic ;
v — viteza de deplasare a particulei în cîmpul magnetic ;
α — unghiul format între direcţia de deplasare a curentului de apă şi direcţia liniilor de forţă ale cîmpului magnetic.

Din relaţia de mai sus rezultă că acţiunea cîmpului magnetic asupra particulei încărcate este maximă în cazul deplasării curentului de apă în direcţia perpendiculară pe liniile de forţă ale cîmpului magnetic.

Conform ecuaţiei de mai sus, efectul acţiunii cîmpului magnetic asupra ionilor şi implicit asupra formării de crustă trebuie să crească odată cu mărirea vitezei de trecere a lichidului prin aparat. Totuşi, determinările practice arată (fig. 1) că pentru un anumit tip de aparat există o viteză optimă. Reducerea eficacităţii tratării magnetice în cazul depăşirii acestei viteze optime se corelează cu scurtarea timpului de rămînere a apei în zona de acţiune a cîmpului magnetic [5].

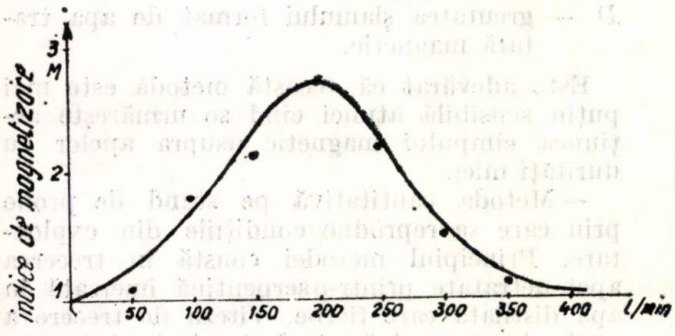


Fig. 1. Dependenţa indicelui de magnetizare (randament de tratare) de viteza de tratare a apei prin cîmp magnetic.

Alţi factori care determină eficacitatea tratării magnetice a apei sînt :

— Intensitatea cîmpului magnetic creat de magneţi permanenţi sau electromagneţi. Pentru o anumită calitate a apei brute şi un anumit tip constructiv de aparat electromagnetic, se constată că, odată cu creşterea intensităţii cîmpului magnetic, randamentul aparatului se îmbunătăţeşte ; totuşi, se pare că există o valoare optimă a intensităţii cîmpului magnetic la care eficacitatea este maximă.

— Calitatea apei care se tratează magnetic (duritate bicarbonatică, bioxid de carbon etc.). Introducerea tratării magnetice a apei este oportună numai pentru apele cu caracter incrustat, adică la care CO_2 liber este mai mic decît CO_2 de echilibru : $Ca(HCO_3)_2 \rightleftarrows CaCO_3 + CO_2 + H_2O$. Pentru sistemul energetic din ţara noastră, se poate introduce tratarea magnetică a apei din circuitul de răcire cu turnuri, realizîndu-se astfel mărirea indicelui de concentraţie a apei din circuitul închis de răcire.

Evident că, odată cu creşterea durităţii bicarbonatice a apei, pentru a se menţine un randament optim al aparatului electromagnetic, trebuie să se mărească intensitatea cîmpului magnetic.

— Schimbarea direcţiei de deplasare a liniilor de forţă ale cîmpului magnetic determină devierea traiectoriei de deplasare a ionilor din apă, ceea ce creează condiţii favorabile pentru apropierea diferitelor particule încărcate şi uşurează formarea perechilor de ioni şi a unor compuşi mai complicaţi, care în continuare joacă rolul de centri de cristalizare [5].

Reuşita tratării magnetice se asigură prin crearea unui număr maxim posibil de particule submicroscopice şi de particule în stadiul coloidal de dispersie, care în schimbătoarele de căldură nu mai formează crustă, ci particule în suspensie sub formă de şlam.

— Purjarea şlamului din circuitul termic alimentat cu apă tratată magnetic. În procesul de încălzire şi vaporizare a apei se produce creşterea numărului de centri de cristalizare şi mărirea particulelor în suspensie. Pe măsura creşterii în volum a particulelor în suspensie, acestea devin mai puţin stabile şi, depunîndu-se pe pereţii schimbătoarelor de căldură, pot să formeze aşa-numitele cruste secundare.

Pentru prevenirea acestui neajuns, particulele trebuie să fie eliminate din sistem pînă la atingerea dimensiunilor critice. De aceea purjarea şlamului format în sistemul de încălzire poate juca un rol hotărîtor asupra eficacităţii tratării magnetice [1], [5].

— Conţinutul de oxigen, conţinutul şi natura substanţelor organice din apă influenţează randamentul aparatului de tratare magnetică a apei în sensul că, odată cu creşterea acestora, eficacitatea scade [4].

S-au efectuat cercetări şi asupra stabilităţii în timp a proprietăţilor magnetice ale apei după trecerea prin cîmpul magnetic (fig. 2), din care rezultă că după circa 7 zile efectul este minim. O constatare foarte interesantă este faptul că efectul maxim al apei tratate

magnetic nu este imediat ce iese din aparat, ci după circa 24 ore.

Cercetările efectuate pe plan mondial arată că se obţin rezultate satisfăcătoare prin tra-

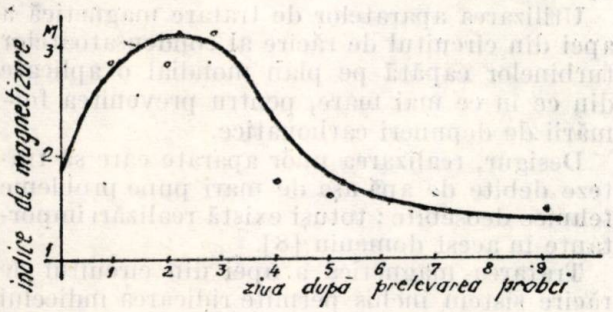


Fig. 2. Diminuarea efectelor apei tratate magnetic în timp.

tarea magnetică a apei numai dacă se corelează toţi factorii fizico-chimici care influenţează eficacitatea procedeului.

Tipuri de aparate utilizate în tehnica tratării electromagnetice a apei

La aparatele electromagnetice de tratare a apei, cîmpul magnetic este generat de bobine alimentate cu curent continuu la tensiuni variind între 24 şi 120 V, în funcţie de caracteristicile constructive ale bobinelor. S-au realizat aparate electromagnetice a căror intensitate a cîmpului magnetic s-a ridicat pînă la 25.10^4A/m şi care în condiţii de exploatare au dat rezultate satisfăcătoare.

Pe plan mondial s-au construit două tipuri de aparate electromagnetice, care principial se diferenţiază prin modul de amplasare a bobinelor generatoare de cîmp magnetic. La primul tip de aparat, bobinele sînt imersate în zona de curgere a apei, iar la al doilea tip bobinele sînt în afara spaţiului de curgere a apei. Schemele de principiu a acestor tipuri de aparate sînt prezentate în figurile 3 şi 4.

Trebuie menţionat că în ţara noastră preocuparea privind utilizarea tratării magnetice a apei în scopuri energetice este mai veche [6], [7]; s-au realizat aparate electromagnetice, conform fig. 3, fără a se ajunge însă la performanţe deosebite, impunîndu-se continuarea cercetărilor pentru mărirea eficacităţii acestora.

De aceea, în 1975 în cadrul ICEMENERG s-a realizat un aparat pentru tratarea electromagnetică a apei cu care să se facă cercetări de laborator pentru stabilirea condiţiilor optime în care aparatul are randament maxim. Aparatul tratează 200 l/h, la viteza de trecere a apei de 1 m/s, are bobinele amplasate în afara zonei de trecere a apei, exploatarea fiind mai uşoară, şi poate fi alimentat cu curent continuu generat de un redresor cu seleniu.

În figura 5 este prezentată schema de principiu a aparatului şi părţile componente ale acestuia. Ceea ce este caracteristic la acest aparat este prezenţa miezului feromagnetic *1*

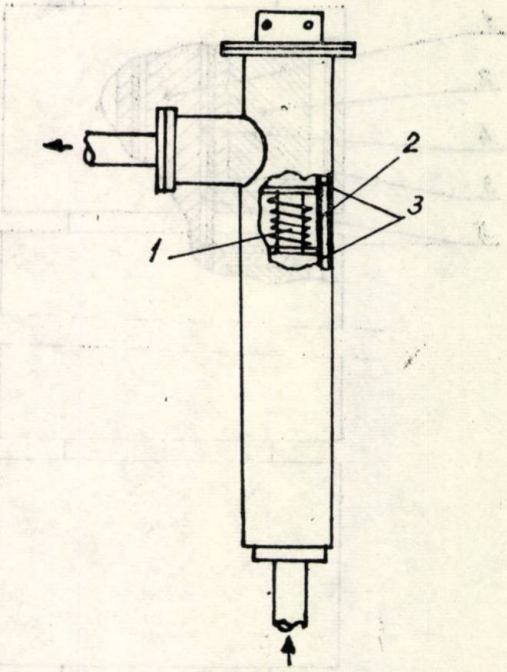


Fig. 3. Aparat de tratare electromagnetică cu bobine imersate în zona de curgere a apei

1 — bobină alimentată cu curent continuu; *2* — zonă de curgere a apei; *3* — zonă activă a cîmpului magnetic.

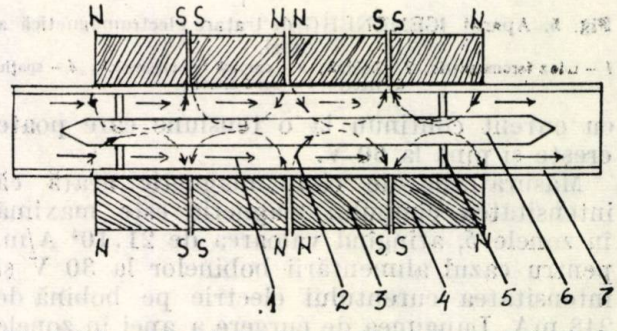


Fig. 4. Schema de principiu a unui aparat electromagnetic de tratare a apei brute, cu bobinele montate în afara conductei de apă.

1 — liniile de curgere a apei; *2* — liniile de forţă ale cîmpului magnetic; *3* şi *4* — bobine alimentate cu curent continuu; *5* — distanţor; *6* — miez feromagnetic; *7* — ţeavă din material nemagnetic.

plasat sensibil în centrul bobinelor *2*, iar apa trece prin spaţiul liber *4* dintre miezul feromagnetic şi carcasa bobinei. Cîmpul magnetic creat de bobine se închide prin miezul feromagnetic, astfel că liniile de forţă din zona activă taie perpendicular liniile de curgere a apei prin aparat. Carcasele metalice *3* au rolul de a reduce la minimum pierderile de energie magnetică.

Aparatul are şase bobine, cu un număr de 7000 spire/bobină, din conductor emailat Ø 0,45 mm; bobinele sînt alimentate în paralel

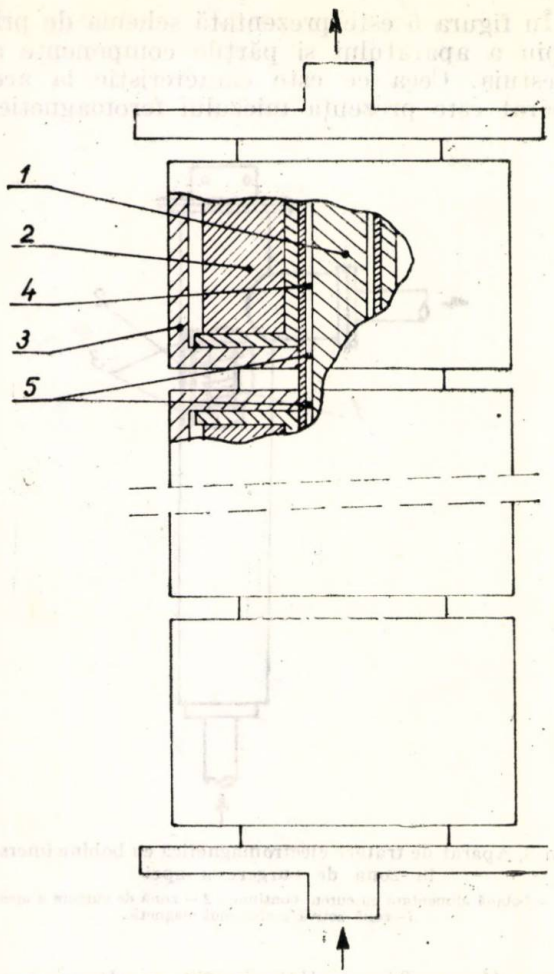


Fig. 5. Aparat ICEMENERG de tratare electromagnetică a apei.
1 – miez feromagnetic; *2* – bobină; 3 – carcasă feromagnetică; *4* – spațiu de trecere; *5* – zonă activă;

cu curent continuu la o tensiune care poate crește și pînă la 60 V.

Măsurătorile de cîmp magnetic arată că intensitatea cîmpului magnetic este maximă în zonele *5*, atingînd valoarea de 21.10^4 A/m, pentru cazul alimentării bobinelor la 30 V și intensitatea curentului electric pe bobină de 248 mA. Lungimea de curgere a apei în zonele de influență a cîmpului magnetic este de 50 mm, iar numărul zonelor active este de 12, acolo unde liniile de forță ale cîmpului magnetic taie perpendicular liniile de curgere a lichidului.

Cercetările de laborator, pentru stabilirea parametrilor optimi în care aparatul de tratare electromagnetică este eficace, arată că randamentul de tratare este comparabil cu al altor aparate realizate pe plan mondial

Tratarea magnetică a apei de răcire a condensatoarelor turbinelor

În sistemul nostru energetic apar deranjamente în exploatare determinate de formarea de crustă, mai ales pe circuitele de răcire a condensatoarelor turbinelor și pe circuitele de răcire lagăre. Prevenirea acestor fenomene se realizează în prezent prin decarbonatarea apei de adaos în scopul reducerii durității bicarbonatice a apei din circuitul de răcire sistem închis, fapt care necesită un consum de reactivi ridicat, iar deranjamentele nu sînt înlăturate în totalitate.

Utilizarea aparatelor de tratare magnetică a apei din circuitul de răcire al condensatoarelor turbinelor capătă pe plan mondial o aplicare din ce în ce mai mare, pentru prevenirea formării de depuneri carbonatice.

Desigur, realizarea unor aparate care să trateze debite de apă așa de mari pune probleme tehnice deosebite ; totuși există realizări importante în acest domeniu [8].

Tratarea magnetică a apei din circuitul de răcire sistem închis permite ridicarea indicelui de concentrare, astfel că scade necesarul de apă de adaos. S-au obținut rezultate bune, chiar cînd apa din circuitul de răcire a avut următoarea calitate : conținut de săruri de 1900—2500 mg/l, conținut de Ca^{2+} de 8—10 mval/l, conținut de Mg^{2+} de 6—8 mval/l, cloruri de 300 mg/l, sulfați 800—1200 mg/l, CO_2 liber pînă la 7 mg/l, HCO_3^- pînă la 300 mg/l și cu un *p*H cuprins între 7,5—8,9.

Aparatul electromagnetic utilizat pentru tratarea a 15 000 m^3/h apă din circuitul de răcire a fost astfel construit încît pierderile de presiune să fie minime, apa să treacă printre electromagneții plani, a căror zonă de acțiune este de 240 mm, și cu o intensitate de cîmp magnetic de $(10,8—11,6)\cdot10^4$A/m [8].

În urma tratării magnetice a apei de răcire la un grup energetic, s-a constatat lipsa formării de depuneri pe țevile interioare ale condensatorului, datorită faptului că transferul de căldură s-a îmbunătățit și vidul din condensator a fost cel mai înalt în comparație cu celelalte grupuri ale termocentralei. Pentru prevenirea depunerilor mîloase și pentru asigurarea unei funcționări normale a condensatorului, a devenit suficientă purjarea sau suflarea cu aer, în comparație cu spălările acide care erau necesare înainte de a se introduce tratarea magnetică a apei.

În figura 6 se arată graficul de scădere a pierderii medii de vid la condensatorul turbinei

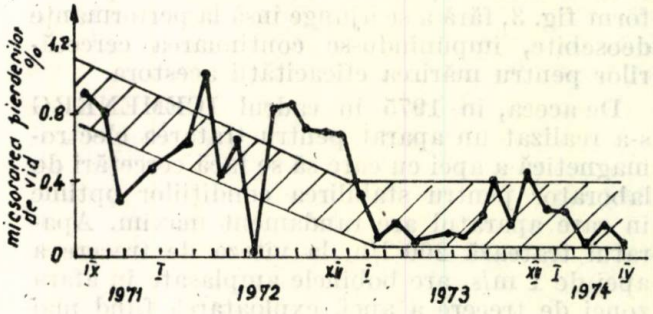


Fig. 6. Micșorarea pierderii de vid la condensatorul turbinei prin tratarea magnetică a apei.

la care răcirea se face cu apă tratată magnetic. Din grafic se constată că după introducerea tratării magnetice a apei de răcire, la sfîrşitul anului 1972, starea suprafeţelor de răcire ale condensatorului s-a îmbunătăţit, iar pierderile de vid au scăzut şi s-au menţinut constant între 0,1—0,4%.

Rezultatele experimentărilor industriale au arătat că funcţionarea fără depuneri la condensatoare poate să fie asigurată chiar numai prin tratarea unei părţi din debitul de apă vehiculat în circuitul de răcire.

Concluzii

— Pentru obţinerea unor rezultate satisfăcătoare în prevenirea formării de crustă pe schimbătoarele de căldură, trebuie să se coreleze factorii fizico-chimici ai apei de tratat cu caracteristicile constructive ale aparatelor electromagnetice.

— În sistemul energetic se poate introduce tratarea electromagnetică a apei din circuitul de răcire al condensatoarelor turbinelor, al răcitoarelor de ulei şi al răcitoarelor de hidrogen pentru prevenirea formărilor de crustă, îmbunătăţind astfel transferul de căldură.

— Rezultatele cercetărilor de laborator efectuate de ICEMENERG, pe un aparat electromagnetic cu bobinele plasate în afara zonei de trecere a apei, pentru stabilirea parametrilor optimi în care aparatul este eficace, sînt comparabile cu cele obţinute pe plan mondial şi vor fi prezentate într-un alt material.

Bibliografie

[1] * * * *Prospecte — aparate CEPI produse de S.A. EPURO — Belgia.*

[2] Minenko, V. I. ş.a. *Metoda cristalo-chimică de apreciere a tratării magnetice a apei.* În Elektroenerghetika, nr. 9, 1963.

[3] Kubikova, H. *Cercetări asupra efectelor de tratare magnetică a apei.* În: La Tribune du Cebedeau, nr. 3, 1969.

[4] Tebenihin, E. F. ş.a. *Despre rolul bioxidului de carbon liber la tratarea magnetică a apei.* În: Elektriceskie stanţii, nr. 8, 1966.

[5] Minenko, V. I. şi Petrov, I.M. *Bazele fizico-chimice ale tratării magnetice a apei.* În Teploenerghetika, nr. 9, 1962.

[6] * * * *Studiu asupra soluţiilor pentru prevenirea depunerilor de piatră existente în instalaţiile de preparare a apei calde menajere din oraşul Focşani.* Lucrare ICEMENERG, 1974.

[7] Paál, St. A. *Experimentarea tratării electromagnetice a apei de alimentare de la CTE Oradea.* În: Energetica, nr. 12, 1961.

[8] Minenko, V. I. ş.a. *Tratarea magnetică a apei de răcire a condensatoarelor turbinelor.* În: Elektriceskie stanţii, nr. 7, 1975.

(Articol intrat în redacţie la 9 iunie 1977)

Prognoza consumului de energie electrică şi putere de vîrf efectuată în zona unui IRE utilizînd calculatorul FELIX C-256

III

PRELUCRAREA ŞI PREZENTAREA REZULTATELOR PENTRU VÎRFUL DE PUTERE. CONCLUZII

şef lucr. ing. **St. Kilyeni**
şef lucr. ing. **B. Luştrea**
conf. dr. ing. **O. Crişan**
şef lucr. ing. **A. Buta***)

1. Analiza formei curbelor de sarcină

Înainte de a se trece la prognoza vîrfurilor de putere, s-a procedat la o analiză a curbelor de sarcină, utilizîndu-se în acest scop programul GRACUSA.

Datele de intrare pentru acest program le-au constituit valorile consumurilor orare de putere pe categorii componente de consumatori şi pentru consumul total, în ziua considerată cea mai semnificativă din an, pentru perioada 1966—1972.

Pentru fiecare consumator şi fiecare an s-au calculat valorile relative ale puterilor orare, din ziua considerată cea mai semnificativă, raportate la valoarea maximă din aceeaşi zi. Aceste valori s-au tipărit grupate pe consumatori, ani şi ore. De asemenea, pentru fiecare consumator component şi pentru consumul total s-au trasat curbele de sarcină amintite, cu mărimile în unităţi relative; cele şapte curbe de sarcină s-au reprezentat uşor decalate în direcţia axei timpului, astfel încît cele şapte valori relative ale consumului de la o anumită oră să poată fi uşor comparate între ele.

Pe baza valorilor şi graficelor tipărite s-a putut aprecia gradul de modificare în timp a formei curbei de sarcină pentru ziua considerată cea mai semnificativă.

Din analiza curbelor de sarcină a rezultat concluzia că în general ele îşi păstrează forma în cei şapte ani (mai ales curba consumului total şi curbele pentru categoriile de consumatori care reprezintă ponderea cea mai mare din consumul total), vîrful de sarcină menţinîndu-se

*) Autorii sînt cadre didactice la Institutul politehnic Timişoara, Catedra de electroenergetică.

în jurul aceleiași ore. Lucrul acesta este dovedit și de valorile timpului de utilizare zilnic a vîrfului de sarcină (egal cu energia zilnică în unități relative), calculate și tipărite de calculator. S-a observat că în general timpul de utilizare a vîrfului de sarcină oscilează în jurul unor valori medii.

În consecință s-a tras concluzia că este suficientă prognozarea puterii de vîrf pentru consumul total, respectiv pe categorii de consumatori, celelalte puncte rezultînd din cunoașterea formei curbei de sarcină.

2. Rezultatele prognozei efectuate pentru vîrful anual de putere

2.1. *Prognoza puterii totale de vîrf prin metoda directă analitică*

Prognoza puterii totale de vîrf prin metoda directă analitică s-a realizat cu programul PUTERE, utilizîndu-se în acest scop valorile puterilor de vîrf din curbele de sarcină date.

Prognozele s-au elaborat considerînd o singură perioadă trecută de 7 ani (1966—1972), o reducere a perioadei trecute nefiind recomandabilă (mărirea nu este posibilă din cauza volumului mic de date oferite). Fiecare prognoză s-a elaborat în patru variante, utilizînd patru tipuri de curbe de tendință : liniară, pătratică, cubică și exponențială. Prognoza s-a făcut pentru o perioadă de 8 ani (1973—1980), nefiind posibilă mărirea perioadei prognozate din cauza numărului mic de date.

Prognoza puterii totale de vîrf prin metoda directă analitică s-a elaborat în două moduri :

a) cu luarea în considerare a puterilor din curbele de sarcină ale diferitelor categorii de consumatori, corespunzătoare orei 19 (care în majoritatea cazurilor reprezintă ora de vîrf a consumatorului total) indiferent dacă ele reprezintă sau nu vîrful de sarcină pentru categoria de consumator considerată (metoda directă analitică simultană) ;

b) cu luarea în considerare a puterilor de vîrf din curbele de sarcină ale diferitelor categorii de consumatori, indiferent de ora la care acestea apar (metoda directă analitică nesimultană).

2.1.1. *Metoda directă analitică simultană.* La această metodă s-a efectuat prognoza puterilor de la ora 19 (puterile simultane) pentru fiecare categorie de consumator. Tipurile de variante selectate ca optime sînt prezentate în tabelul 1.

Prognoza puterilor de vîrf simultane ale consumului total la această metodă s-a obținut prin însumarea valorilor anuale de putere de la variantele selectate ca optime (valorile s-au considerat ca bază pentru întocmirea tabelului 3 și sînt trecute în coloana 2).

Atît pentru consumatorii componenți cît și pentru consumul total s-au tipărit și trasat puterile prognozate, admițînd o certitudine de 95% pentru valori ; de asemenea s-au tipărit și calculat indicii de calitate.

Tabelul 1

Caracteristicile variantelor selectate ca optime. Metoda directă analitică simultană

Nr. crt.	Tipul consumatorului	Varianta optimă	
		Perioada trecută ani	Tipul curbei de tendință
1	Forță mici consumatori	7	Exponențială
2	Forță mari consumatori + forță agric. + irigații	7	Liniară
3	Iluminat public	7	Pătratică
4	Iluminat general și comercial	7	Pătratică
5	Iluminat și utilizări casnice	7	Exponențială
6	Tracțiune electrică urbană	7	Exponențială
7	Apă și canalizare	7	Liniară
8	Pierderi în rețele	7	Liniară
9	Consum propriu centrale	7	Liniară

2.1.2. *Metoda directă analitică nesimultană.* La această metodă, în mod asemănător ca la metoda precedentă, s-au efectuat prognozele utilizînd pentru fiecare consumator valoarea vîrfului anual, indiferent de ora cînd acesta apare. Pentru obținerea rezultatelor s-a utilizat tot programul PUTERE.

Variantele optime selectate sînt prezentate în tabelul 2.

Tabelul 2

Caracteristicile variantelor selectate ca optime. Metoda directă analitică nesimultană

Nr. crt.	Tipul consumatorului	Varianta optimă	
		Perioada trecută ani	Tipul curbei de tendință
1	Forță mici consumatori	7	Liniară
2	Forță mari consumatori + forță agr. + irig.	7	Pătratică
3	Iluminat public	7	Exponențială
4	Iluminat general + comercial	7	Pătratică
5	Iluminat și utilizări casnice	7	Exponențială
6	Tracțiune electrică urbană	7	Liniară
7	Apă și canalizare	7	Liniară
8	Pierderi în rețele	7	Liniară
9	Consum propriu centrale	7	Liniară

Prognoza puterilor de vîrf corespunzătoare consumului total s-a obținut prin însumarea valorilor puterilor anuale, de la variantele selectate ca optime (prezentată în procente în coloana 7 din tabelul 3).

2.2. *Prognoza puterii totale de vîrf prin metoda directă globală*

Prognoza puterii totale de vîrf prin metoda globală s-a elaborat în trei moduri :

a) cu luarea în considerare a puterilor din curba de sarcină a consumului total de la ora 19. Aceste valori, în marea lor majoritate, coincid cu vîrfurile anuale, excepție constituind numai anii 1966 și 1971 (dar și acolo puterea de la ora 19 este foarte apropiată de cea de vîrf, reprezentînd 0,994, respectiv 0,993 din puterea de vîrf). Aceasta este metoda directă globală simultană ;

b) cu luare în considerare a vîrfului total din perioada trecută, indiferent de ora la care el apare (metoda directă globală) ;

c) cu luare în considerare a sumei vîrfurilor de sarcină ale tuturor categoriilor de consumatori, indiferent de ora la care apare vîrful (metoda directă globală nesimultană).

Pentru prognoza directă globală simultană, cu valorile puterilor de la ora 19, a rezultat drept optimă forma liniară. De aceeași formă a rezultat și varianta optimă pentru prognoza directă globală, care a luat în considerare valorile reale ale vîrfurilor anuale. Valorile raportate corespunzătoare acestor metode, exprimate în procente, sînt prezentate în coloanele 3 și 4 din tabelul 3.

La prognoza directă globală nesimultană a rezultat ca optimă curba de trend sub formă exponențială. Valorile raportate corespunzătoare, exprimate în procente, sînt prezentate în coloana 8 din tabelul 3.

2.3. *Prognoza puterii totale de vîrf utilizînd valoarea estimată a timpului anual de utilizare a vîrfului de sarcină*

Pe baza valorilor vîrfurilor anuale de putere și a consumurilor anuale de energie, s-au determinat valorile timpului anual de utilizare a vîrfului de sarcină, pentru perioada trecută. S-a efectuat o extrapolare grafică a curbei din perioada trecută și s-au determinat valorile probabile ale timpului anual de utilizare a puterii de vîrf, care au fost trecute în tabelul 3, coloana 5. Admițîndu-se cunoscute valorile prognozate ale consumului anual al energiei totale și timpii de utilizare, au rezultat valorile puterilor de vîrf anuale, trecute în valori relative în coloana 6 din tabelul 3.

2.4. *Analiza comparativă a valorilor vîrfului total anual prognozat, obținute prin diverse metode*

În tabelul 3 se prezintă comparativ valorile vîrfurilor totale anuale, obținute prin diverse metode ; s-au considerat ca bază (100%) valorile oferite de prognoza prin metoda directă analitică simultană (cu valorile consumurilor componente de la ora 19).

Din analiza valorilor prezentate în tabelul 3 rezultă următoarele concluzii :

— valorile oferite de metodele ce iau în considerare valorile simultane ale puterilor (coloanele 2, 3, 4, 6) sînt foarte apropiate între ele ;

Tabelul 3

Rezultate comparative ale prognozei vîrfului anual de sarcini, utilizînd diferite metode

Metoda utilizată / Anul	Metoda directă analitică simultană (la prognoza consumurilor componente s-au considerat puterile de la ora 19)	Metoda directă globală simultană (la prognoză s-au considerat valorile puterilor consumului total de la ora 19)	Metoda directă globală (la prognoză s-au considerat vîrfurile anuale reale ale consumului total)	Timpul anual de utilizare a vîrfului de sarcină estimat T_{max} [h]	Vîrful anual determinat cu T_{max}	Metoda directă analitică nesimultană (la prognoza consumurilor componente s-au considerat vîrfurile reale de putere, indiferent de ora cînd acestea apar)	Metoda directă globală nesimultană (la prognoză s-a utilizat suma vîrfurilor consumurilor componente)
1973	100	100,233	100,430	4055	101,331	104,604	104,764
1974	100	99,331	101,450	4085	101,806	104,464	104,796
1975	100	98,279	102,053	4117	102,129	104,478	105,080
1976	100	97,074	102,271	4145	102,402	104,580	105,561
1977	100	95,763	102,185	4175	102,474	104,470	106,247
1978	100	95,343	102,896	4205	103,519	106,115	108,232
1979	100	92,853	101,229	4235	102,278	105,285	108,125
1980	100	91,276	100,422	4265	101,984	105,570	109,284
Valoare medie	100	96,269	101,617	—	102,24037	104,94575	106,5112

— aceeaşi caracteristică o prezintă şi valorile corespunzătoare metodelor ce consideră puterile nesimultane (coloanele 7 şi 8);

— utilizarea lui T_{max} estimat şi a valorilor prognozate ale energiei determină rezultate foarte bune pentru vîrful anual;

— vîrful nesimultan depăşeşte vîrful simultan cu valori cuprinse între 3—9%; se apreciază că este corespunzătoare o valoare medie de 6,5% pentru diferenţa între cele două vîrfuri.

Drept valori finale bune pentru vîrful simultan s-au considerat cele oferite de metodele prezentate în coloanele 2, 4 sau 6, iar pentru vîrful nesimultan, cele din coloanele 7 sau 8. Aşa cum s-a amintit, grupurile de metode menţionate oferă rezultate foarte asemănătoare.

3. Concluzii generale referitoare la prognoza consumului de energie electrică şi putere de vîrf

Avînd în vedere ansamblul de probleme şi rezultate obţinute în cadrul activităţii de prognoză efectuată, se desprind următoarele concluzii cu caracter general:

a) Din modul de analiză, interpretare şi selectare a rezultatelor a reieşit în mod foarte clar necesitatea de a elabora prognozele în cît mai multe variante. După cum s-a văzut, acest lucru se poate realiza prin folosirea unor metode directe analitice şi globale, prin considerarea unui anumit număr de perioade trecute (dacă datele de care se dispune permit acest lucru) şi prin folosirea a cît mai multe tipuri de curbe de tendinţă. De asemenea, în cazurile cînd acest lucru este posibil, se poate folosi şi metoda ponderilor sau, la prognoza puterii de vîrf, metoda prognozării duratei de utilizare a vîrfului de sarcină. La prognoza puterii de vîrf se poate apela la metode simultane şi nesimultane, în accepţiunea folosită în partea a III-a.

b) S-a confirmat necesitatea utilizării unor modele simple pentru trend. Astfel, utilizarea unor curbe de grad superior prezintă dezavantajul că trendul tinde să treacă prin toate punctele date din perioada trecută, îndepărtîndu-se de curba imaginară continuă care de fapt ilustrează tendinţa de dezvoltare.

c) Majoritatea curbelor de tendinţă, de la variantele selectate ca optime, au fost de formă pătratică şi liniară. În tabelul 4 se prezintă frecvenţa de apariţie a diferitelor tipuri de curbe, în variantele selectate ca optime. Se remarcă deci că decretarea unei anumite curbe de trend drept curbă universal valabilă pentru descrierea dezvoltării consumului (cum se obişnuieşte pentru exponenţială) nu este corectă.

Tabelul 4

Frecvenţa de apariţie, în procente, a diferitelor tipuri de curbe de trend, în variantele selectate ca optime

Problema la care se referă / Tipul de curbă	La prognoza energiei, %	La prognoza ponderilor energiei, %	La prognoza vîrfului de putere, %	Însumat pentru toate prognozele, %
Liniară	10	33,33	52,38	37,50
Pătratică	80	44,44	19,05	40,00
Cubică	0	11,11	0	2,5
Exponenţială	10	11,11	28,57	20,00
Total	100	100	100	100

d) La prezentarea şi comentarea rezultatelor obţinute, au fost unele cazuri în care între valorile medii obţinute prin diverse variante au fost diferenţe relativ mari (cum este cazul unor valori din tabelul 5, partea a II-a articolului). Avînd însă în vedere că prognoza a fost exprimată cu o probabilitate de 95%, există de fapt pentru un an o gamă de valori posibile. În toate cazurile, chiar şi în cele mai nefavorabile, s-a obţinut o suprapunere parţială între domeniile probabile, deci variantele diferite nu s-au contrazis între ele, avînd în vedere probabilitatea acceptată.

e) Activitatea de prognoză trebuie să constituie neapărat o preocupare permanentă. Aceasta înseamnă că prognozele trebuie refăcute din doi în doi ani pentru ca ele să ţină seama de eventualele tendinţe noi care ar apărea în variaţia consumului de energie sau în evoluţia în timp a puterii de vîrf.

f) În toată activitatea de prognoză datele referitoare la perioada trecută luată în considerare au o importanţă foarte mare. Fără un sistem informaţional bine pus la punct, este imposibilă obţinerea unor prognoze corespunzătoare. Se recomandă deci ca, în scopul posibilităţii extinderii activităţii de prognoză, să se introducă şi să se folosească un sistem riguros de ţinere a evidenţei consumului de energie şi putere electrică.

Considerații privind calculul factorului de reducere introdus de conductorul de protecție al LEA 110 kV simplu circuit aflate în paralelism cu liniile de telecomunicații

Ing. **I. Prelipcean**
și ing. **R. Sfichi***)

Dezvoltarea continuă a sistemului energetic național conduce la creșterea din ce în ce mai mult a complexității configurației rețelelor electrice, la introducerea tensiunilor înalte în cele mai diferite zone ale țării. Printre altele, o consecință importantă a acestei dezvoltări o constituie creșterea curenților de scurtcircuit.

În aceste condiții, coexistența liniilor de energie electrică cu liniile de telecomunicații ridică importante probleme tehnico-economice și deseori investițiile pentru lucrările de protecție a instalațiilor de telecomunicații sînt competitive cu investițiile în instalațiile electroenergetice de bază.

Din această cauză apare pregnant necesitatea aprecierii cît mai exacte a tuturor fenomenelor care concură la diminuarea influenței instalațiilor electroenergetice asupra instalațiilor de telecomunicații.

1. Determinarea tensiunii induse longitudinal de către o LEA într-o linie de telecomunicații

Valoarea tensiunii induse longitudinal $U_L(V)$, într-o linie Tc, la un defect monofazat pe LEA, se determină, pe un tronson de paralelism [1], [2] utilizînd relația :

$$U_L = 2\pi f I M l_p r, \qquad (1)$$

în care

- f este frecvența curentului alternativ inductor, Hz ;
- I — curentul inductor, A ;
- M — inductanța mutuală specifică între două circuite paralele, cu întoarcerea prin pămînt, H/km ;
- l_p — lungimea de paralelism a tronsonului considerat, km ;
- r — factorul de reducere total.

Factorul de reducere total se calculează [1] ca un produs al mai multor factori de reducere, printre care și factorul de reducere al unui conductor de protecție legat la pămînt, r_E.

Pentru o lungime de paralelism formată din mai multe tronsoane, tensiunea totală indusă se obține prin însumarea tensiunilor realizate pe fiecare tronson în parte.

2. Determinarea factorului de reducere corectat r_e^* al conductorului de protecție a LEA 110 kV simplu circuit

Considerînd numai factorul de reducere al conductorului de protecție, acesta se determină [2] cu o relație de forma :

$$r_E = \left| 1 - \frac{\underline{Z}_{ap}}{\underline{Z}_p} \right|, \qquad (2)$$

în care

- $\underline{Z}_{ap}$ este impedanța complexă mutuală între conductorul activ (faza afectată de defect) și conductorul de protecție, Ω/km ;
- $\underline{Z}_p$ — impedanța complexă proprie a conductorului de protecție, Ω/km.

Pentru determinarea valorilor $\underline{Z}_{ap}$ și $\underline{Z}_p$ se folosesc formulele Carson — Pollaczek, particularizate pentru linii infinit lungi cu întoarcere prin pămînt [3].

Factorul de reducere astfel calculat nu depinde de rezistența electrică de dispersie a prizei de punere la pămînt a stîlpilor LEA, deci nu ține seama de repartiția galvanică a curentului de scurtcircuit prin stîlpii apropiați stîlpului cu defect.

Aceeași constatare se face și cu privire la valorile orientative ale acestui factor date în [1].

Ca urmare, atît valorile calculate cît și cele recomandate [1] pentru factorul de reducere al unui conductor de protecție legat la pămînt, valori cu care se proiectează în mod curent, contribuie la supraevaluarea mărimii U_L și în consecință conduc la investiții uneori nejustificate în instalațiile de protecție Tc.

În cele ce urmează ne propunem o analiză mai atentă a valorii acestui factor. Vom determina tensiunea indusă longitudinal în linia Tc fără a introduce, inițial, factorul de reducere, realizînd bilanțul curenților inductori care circulă pe fiecare deschidere a LEA în zona de paralelism.

Se va utiliza metoda Oeding — Ufermann [3], în care curentul de scurtcircuit rezultă din suprapunerea a două sisteme de curenți (fig. 1) :

— un sistem de curenți care circulă în bucla formată din conductorul de protecție și pămînt, în ipoteza că rezistențele prizelor de punere la pămînt a stațiilor de capăt și a stîlpului cu defect sînt nule, numit sistem echilibrat (I_E) ;

— un sistem de curenți care compensează efectele ipotezei făcute pentru sistemul echilibrat (rezistența nulă a prizei stîlpului și a stațiilor), numit sistem suplimentar (I_S), injectat

*) Ioan Prelipcean este inginer proiectant la IRE Suceava ; Romulus Sfichi este inginer principal proiectant I la aceeași întreprindere.

în punctul de defect, care se repartizează local pe un număr de stîlpi apropiaţi locului de scurtcircuit.

Considerînd distanţele conductor de protecţie —LTc şi fază cu defect — LTc egale, pentru

în care evident, $l_p = n_p \Delta l$ reprezintă lungimea de paralelism.

Determinarea valorii expresiei $\frac{1}{n_p I_A} \sum_{i=0}^{n_p} I_{SA(n-i)}$, funcţie de caracteristicile liniei de energie şi

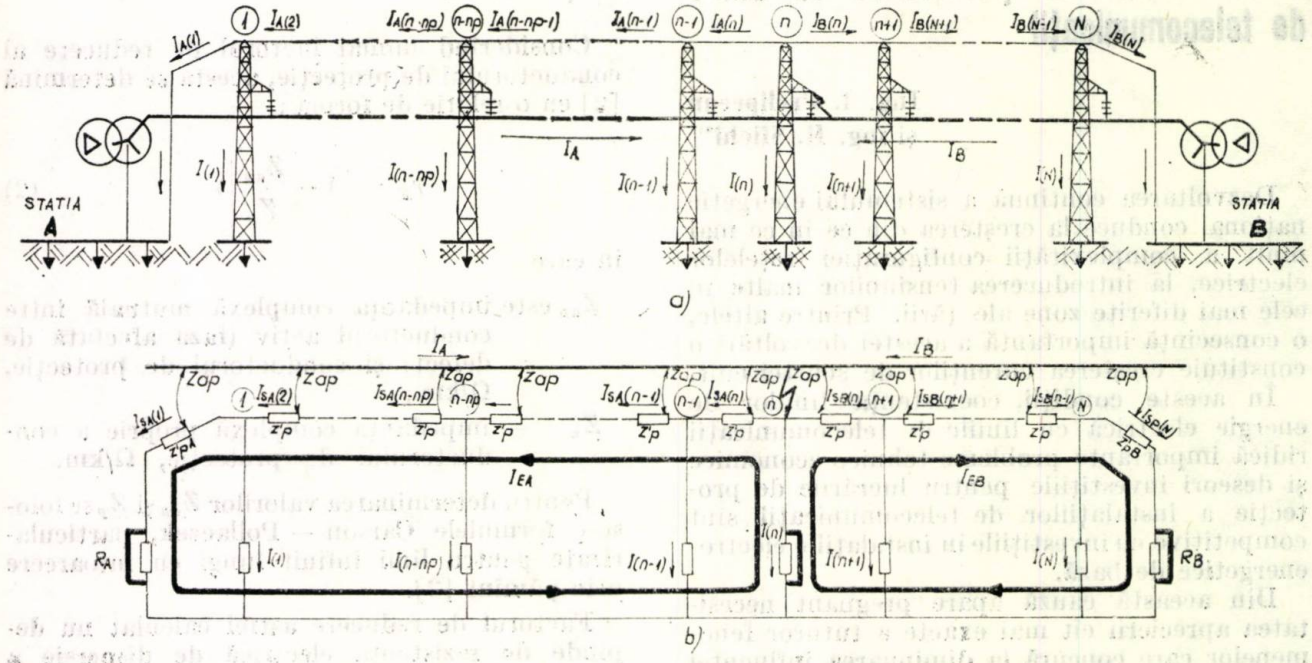


Fig. 1. Schema de principiu şi schema echivalentă de calcul a repartiţiei curentului de scurtcircuit pentru un defect monofata pe LEA funcţionînd cu nulul transformatoarelor pus la pămînt.

un număr n_p de deschideri ale tronsonului de paralelism, tensiunea indusă longitudinal este :

$$U_L^* = 2\pi f M \sum_{i=0}^{n_p} [I_A - (I_{EA} + I_{SA(n-i)})] \Delta l_{(i)}, \tag{3}$$

în care

I_A este curentul de scurtcircuit monofazat dinspre staţia A (considerînd paralelismul de la punctul de defect înspre staţia A);

I_{EA} — curentul echilibrat pentru bucla aferentă staţiei A (independent de numărul de deschideri);

$I_{SA(n-i)}$ — curentul suplimentar care iese din nodul $(n-i)$;

n — numărul stîlpului afectat de defect din numărul total (N) de stîlpi;

$\Delta l_{(i)}$ — lungimea deschiderii i a LEA.

Se demonstrează uşor [3] că :

$$I_{EA} = (1 - r_E) I_A, \tag{4}$$

în care r_E este dat de relaţia (2).

Considerînd $\Delta l_{(i)} = \Delta l = \text{const.}$ şi ţinînd seama de (4), după cîteva transformări simple, relaţia (3) devine :

$$U_L^* = 2\pi f I_A M l_p \left(r_E - \frac{1}{n_p I_A} \sum_{i=0}^{n_p} I_{SA(n-i)} \right), \tag{5}$$

curenţii de scurticircuit care circulă pe faza afectată de defect, se face din aproape în aproape (iterativ) pornind de la stîlpul cu defect (vezi anexa 1).

Se obţine :

$$\frac{1}{n_p I_A} \sum_{i=0}^{n_p} I_{SA(n-i)} = r_E \frac{1+\delta}{n_p} \cdot \frac{R_S W_{B(n)}}{R_S (W_{A(n)} + W_{B(n)}) + W_{A(n)} \cdot W_{B(n)}} \cdot \left[1 + \sum_{i=1}^{n_p} \frac{R_S^i}{\prod_{j=1}^{i} (R_S + W_{A(n-j)})} \right], \tag{6}$$

Substituind (6) în (5), se obţine :

$$U_L^* = 2\pi f I_A M l_p r_E^*, \tag{7}$$

în care

$$r_E^* = r_E \left\{ 1 - \frac{1+\delta}{n_p} \cdot \frac{R_S W_{B(n)}}{R_S (W_{A(n)} + W_{B(n)}) + W_{A(n)} W_{B(n)}} \cdot \left[1 + \sum_{i=1}^{n_p} \frac{R_S^i}{\prod_{j=1}^{i} (R_S + W_{A(n-j)})} \right] \right\}; \tag{8}$$

notaţiile noi avînd următoarele semnificaţii :

R_S — rezistenţa electrică de dispersie a prizei de punere la pămînt a stîlpilor ;

δ — raportul curenţilor de scurtcircuit dinspre staţiile B şi A $\left(\delta = \frac{I_B}{I_A}\right)$;

$W_{A(n)}, W_{B(n)}$ — impedanţele ansamblului iterativ conductor de protecţie — priză stîlp, privite din nodul n spre staţia A, respectiv B [3].

Prin urmare, factorul de reducere corectat r_E^* astfel determinat depinde de numărul de deschideri cu paralelism (n_p), raportul curenţilor de scurtcircuit în punctul cu defect (δ), valoarea rezistenţei electrice de dispersie a prizei stîlpilor (R_S) şi impedanţa de lanţ a LEA în fiecare punct.

Un calcul numeric exact al valorii r_E^* după relaţia (7) nu este posubil decît cu ajutorul echipamentelor electronice de calcul.

Pentru o apreciere cantitativă care să satisfacă nevoile practice, se poate face o ipoteză, foarte apropiată de realitate, care conduce la o simplificare simţitoare a relaţiei (8).

Astfel, la un defect situat la o distanţă suficient de mare de staţiile A şi B, distanţă după care nu se mai manifestă influenţa prizelor staţiilor, impedanţa de lanţ privită din fiecare punct al LEA este practic constantă [3] :

$$W_{B(n)} = W_{A(n)} = W_{A(n-1)} = \ldots = W_{A(n-n_p)} = W_L \quad (9)$$

Făcînd notaţia $\beta = \frac{W_L}{R_S}$ (vezi anexa 2), relaţia (8) capătă forma :

$$r_E^* = r_E \left[1 - \frac{1+\delta}{n_p} \cdot \frac{1+\beta}{\beta(2+\beta)}\right] \quad (10)$$

3. Calculul factorului de reducere corectat r_E^* pentru diferite situaţii practice

S-au efectuat calcule conform relaţiei (10) pentru LEA 110 kV simplu circuit*), echipate cu conductoare de protecţie OL—Zn 70 mm² sau OL—ALS 95/50 mm², la o deschidere medie $\Delta l = 0{,}2$ km.

S-au trasat două familii de curbe :

— $r_E^* = f_1(n_p)$ pentru diferite valori ale raportului (δ) al curenţilor de scurtcircuit la locul de defect, considerînd rezistivitatea solului (ρ) şi rezistenţa prizei stîlpilor (R_S) constante (fig. 2) ;

— $r_E^* = f_2(n_p)$ pentru diferite valori ale rezistivităţii solului (rezultînd valori proporţional corespunzătoare pentru prizele stîlpilor) pentru o singură valoare (medie) a raportului (δ) (fig. 3).

Pe baza curbelor date în figurile 2 şi 3, se fac următoarele constatări :

— mărimea factorului de reducere r_E^* se apropie de mărimea lui r_E numai pentru valori mari ale lungimii de paralelism : $n_p > 150$ (30 km) :

— pentru porţiuni de paralelism relativ mici (6—10 km) se realizează o diminuare importantă a factorului de reducere necorectat r_E ;

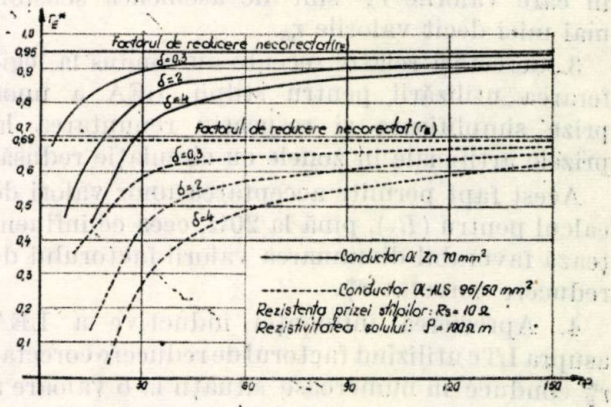


Fig. 2. Variaţia factorului de reducere corectat (r^*) funcţie de numărul deschiderilor de paralelism (n_p) şi raportul curenţilor de scurtcircuit (δ) la locul de defect.

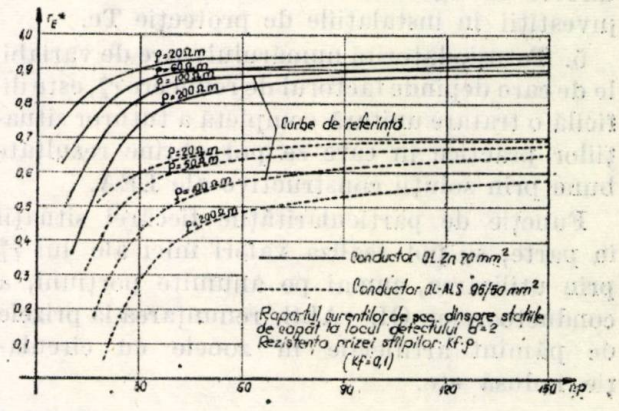


Fig. 3. Variaţia factorului de reducere corectat (r^*) funcţie de numărul deschiderilor de paralelism (n_p) şi rezistivitatea solului (ρ).

— există o corelaţie strînsă între factorul de reducere corectat r_E^* şi rezistivitatea solului, efectul diminuării valorii r_E fiind mai important pentru valori mari ale acestei rezistivităţi ;

— rezultatele obţinute sînt mai bune (în sensul diminuării valorii r_E) pentru conductoare OL—ALS, care prezintă o conductivitate longitudinală sporită faţă de conductoarele OL—Zn.

Concluzii

1. În prezent, datorită măririi numărului punctelor de injecţie, lungimea liniilor de 110 kV

* Relaţia (10) nu este aplicabilă pentru LEA dublu circuit, deoarece circulaţia de curent pe al doilea circuit modifică bilanţul curenţilor pe fiecare deschidere în parte.

nu depăşeşte 30—40 km, iar lungimile de paralelism cu LTc se distribuie în jurul a 10—15 km.

În această situaţie, prin adoptarea lui r_E^* se realizează o reducere importantă a valorii factorului necorectat r_E în condiţiile unui cuplaj strîns al LEA 110 kV cu LTc, prin apropierea impusă din considerente de folosire raţională a suprafeţelor agricole.

2. Coeficientul de inducţie mutuală (M) creşte odată cu creşterea rezistivităţii solului, situaţie în care valorile r_E^* sînt de asemenea sensibil mai mici decît valorile r_E.

3. Cercetări relativ recente au condus la legiferarea utilizării pentru stîlpii LEA a unor prize simplificate şi respectiv renunţarea la prizele artificiale în zonele cu circulaţie redusă.

Acest fapt permite acceptarea unor valori de calcul pentru (R_S), pînă la 20Ω, ceea ce influenţează favorabil diminuarea valorii factorului de reducere corectat r_E^*.

4. Aprecierea influenţei inductive a LEA asupra LTc utilizînd factorul de reducere corectat r_E^* conduce în numeroase situaţii la o valoare a tensiunii induse sensibil redusă faţă de valoarea aceleiaşi tensiuni determinată cu r_E, aşa cum se procedează în prezent. Aceasta are implicaţii directe în legătură cu reducerea valorilor de investiţii în instalaţiile de protecţie Tc.

5. Totuşi, datorită numărului mare de variabile de care depinde factorul de reducere r_E^*, este dificilă o tratare unitară completă a tuturor situaţiilor practice în care se pot obţine rezultate bune prin soluţii constructive ale LEA.

Funcţie de particularităţile fiecărei situaţii în parte, se pot realiza valori mici ale lui r_E^* prin utilizarea, numai pe anumite porţiuni, a conductoarelor OL—ALS, renunţarea la prizele de pămînt artificiale în zonele cu circulaţie redusă etc.

ANEXA 1

Conform schemelor echivalente pentru nodurile n (stîlpul cu defect) şi $n-1$ (stîlpul imediat următor pe sensul de paralelism), prezentate în fig. 4*a* şi *b*, se pot scrie următoarele relaţii iterative :

$$I_{SA(n)} = I_{SA(n)}$$

$$I_{SA(n-1)} = I_{SA(n)} \frac{R_S}{R_S + W_{A(n-1)}}$$

$$I_{SA(n-2)} = I_{SA(n-1)} \frac{R_S}{R_S + W_{A(n-2)}} = I_{SA(n)} \frac{R_S^2}{(R_S + W_{A(n-1)})(R_S + W_{A(n-2)})}$$

$$\vdots$$

$$I_{SA(n-i)} = I_{SA(n)} \frac{R_S^i}{(R_S + W_{A(n-1)})(R_S + W_{A(n-2)}) \dots (R_S + W_{A(n-i)})}$$

$$\vdots$$

$$I_{SA(n-n_p)} = I_{SA(n)} \frac{R_S^{n_p}}{(R_S + W_{A(n-1)})(R_S + W_{A(n-2)}) \dots (R_S + W_{A(n-n_p)})}$$

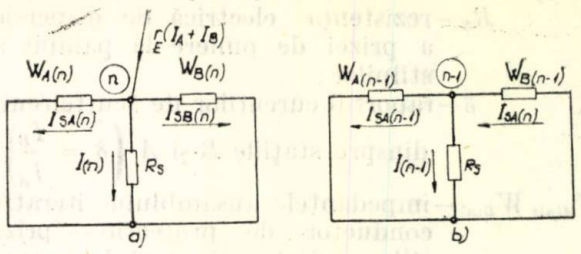


Fig. 4. Schemele echivalente de calcul pentru determinarea repartiţiei curentului suplimentar în nodurile n şi $n-1$.

Însumînd relaţiile astfel scrise, se obţine :

$$\sum_{i=0}^{n_p} I_{SA(n-i)} = I_{SA(n)} \left[1 + \sum_{i=1}^{n_p} \frac{R_S^i}{\prod_{j=1}^{i} R_S + W_{A(n-j)}} \right] \quad (1.1)$$

Valoarea curentului $I_{SA(n)}$ depinde de valoarea curentului injectat în nodul n, şi anume de $r_E(I_A + I_B)$.

Notînd $\frac{I_B}{I_B} = \delta$, rezultă $r_E(I_A + I_B) = r_E I_A(1 + \delta)$.

În aceste condiţii valoarea curentului $I_{SA(n)}$ rezultă :

$$I_{SA(n)} = r_E I_A(1 + \delta) \frac{R_S W_{B(n)}}{R_S(W_{A(n)} + W_{B(n)}) + W_{A(n)} W_{B(n)}} \quad (1.2)$$

Înlocuind (2) în (1), se poate scrie :

$$\frac{1}{n_p I_A} \sum_{i=0}^{n_p} I_{SA(n-i)} = r_E \frac{1 + \delta}{n_p} \cdot$$

$$\cdot \frac{R_S W_{B(n)}}{R_S(W_{A(n)} + W_{B(n)}) + W_{A(n)} W_{B(n)}} \cdot$$

$$\cdot \left[1 + \sum_{i=1}^{n_p} \frac{R_S^i}{\prod_{j=1}^{i} R_S + W_{A(n-j)}} \right] \quad (1.3)$$

ANEXA 2

În cazul general, $W_{A(n)}$ sau $W_{B(n)}$ sînt funcţii de valoarea rezistenţelor electrice de dispersie a prizelor de pămînt ale staţiilor corespunzătoare $A(R_A)$, respectiv $B(R_B)$ şi de impedanţa de lanţ a liniei (W_L):

$$W_{A(n)} = k\left(\frac{R_S}{\psi_n} - W_L\right), \qquad (2.1)$$

în care

$$\psi_n = k^2\frac{1-k^{2n}}{1-k^2} + k^{2n}\frac{R_S - R_A}{W_L + R_A}, \quad k = \frac{R_S}{R_S + W_L} < 1 \qquad (2.2)$$

Pentru un defect situat la o distanţă suficient de mare de staţiile A şi B (8—10 deschideri) se poate considera $n \to \infty$, astfel că:

$$\psi_n = \frac{k^2}{1-k^2}, \quad W_{A(n)} = W_{B(n)} = W_L \qquad (2.3)$$

Notînd $\beta = \frac{W_L}{R_S}$, termenii relaţiei (1.3) din anexa 1 devin:

$$\frac{R_S W_{B(n)}}{R_S(W_{A(n)} + W_{B(n)}) + W_{A(n)}W_{B(n)}} = \frac{1}{2+\beta} \qquad (2.4)$$

$$1 + \sum_{i=1}^{n_p}\frac{R_S^i}{\prod_{j=1}^{i}(R_S + W_{A(n-j)})} \approx \frac{1+\beta}{\beta} \qquad (2.5)$$

Înlocuind (2.4) şi (2.5) în relaţia (8), se obţine relaţia (10).

Bibliografie

[1] * * * STAS 832—68. *Influenţe ale liniilor de energie electrică asupra liniilor de telecomunicaţii.*

[2] * * * *Directives CCITT* (Comité Consultatif International Télégraphique et Téléphonique). New Delhi, 1960.

[3] Oeding, D. şi Ufermann, T. *Erdung von Hochspannungs — Freileitungsmasten.* În: BBC — Nachrichten, nr. 10, 1962.

(Articol intrat în redacţie la 21 mai 1977)

Funcţiile de transfer şi dimensionarea elementelor unui sistem de excitaţie fără inele şi fără perii în circuitul generatorului principal cu un singur generator de excitaţie inversat (indus rotativ, inductor static) autoexcitat

Dr. ing. **D. Iacob***)

Sistemul de excitaţie al generatoarelor are rolul de a permite:

— excitarea generatorului;

— reglajul automat al tensiunii;

— trecerea de la funcţionarea cu reglaj manual al tensiunii la funcţionarea cu reglaj automat al tensiunii, şi invers, generatorul fiind în sarcină;

— manevre uzuale de exploatare;

— aplicarea măsurilor de securitate corespunzătoare unei bune exploatări a generatorului;

— limitarea duratei regimului de supraexcitare;

— limitarea unghiului intern şi mersul în asincron;

— comportarea bună a turbogeneratorului în cazul fenomenelor tranzitorii (stabilitatea statică, stabilitatea dinamică, supratensiuni în circuitul de excitaţie).

* Dr. ing. Dumitru Iacob este directorul tehnic al Întreprinderii Electrocentrale Turceni.

Excitatricea

Excitatricea este realizată sub forma unui generator inversat (indus rotativ, inductor static) cu circuitul magnetic din tole.

În rotorul maşinii se montează o înfăşurare trifazată, iar în stator o înfăşurare de excitaţie şi o înfăşurare de magnetizare pentru pornire. Pe rotor se găsesc trei inele colectoare, de unde, prin intermediul unui transformator de adaptare, se alimenteată o punte cu tiristoare fixă, care la rîndul ei alimentează indusul maşinii.

Înfăşurarea trifazată a excitatricei alimentează, cu ajutorul unui circuit ce trece printr-un canal din arbore, puntea cu diode rotativă, care, la rîndul ei, alimentează cu curent redresat rotorul generatorului principal.

Generatorul de excitaţie se alege cu o frecvenţă superioară celei de 50 Hz (200—300 Hz), pentru a reduce constantele de timp.

Constanta de timp de excitaţie se determină cu relaţia:

$$T'_{d0} = \frac{K \cdot S_n}{2\pi \cdot f(X_d - X'_d) \cdot P_{e0}},$$

în care

K este coeficient de amortizare $= 1 \div 1{,}1$;
S_n — puterea aparentă nominală, kVA;
P_{e0} — puterea de excitaţie în gol, kW;
X_d — reactanţa sincronă;
X'_d — reactanţa subtranzitorie.

Funcţia de transfer a generatorului de excitaţie (în unităţi relative) se determină astfel: la o variaţie a tensiunii de excitaţie a generatorului de excitaţie, Δe_f, a inductorului corespunde o variaţie a tensiunii de excitaţie a gene-

ratorului principal ΔE_{fd}, care se manifestă printr-o variaţie mai lentă a curentului rotoric I_{fd} (cu T'_{d0} — constanta de timp la mersul în gol sau T'_{dz} — constanta de timp la mersul în sarcină).

ΔI_{fd} creează o reacţie a indusului asupra generatorului de excitaţie şi acţionează în contrareacţie, ca în figura 1.

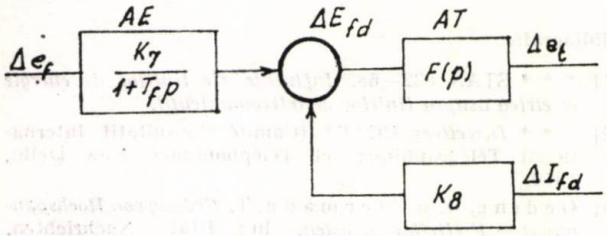


Fig. 1

Δe_t este variaţia tensiunii statorice a generatorului principal.

Constanta de timp T_f este considerată cuprinsă între T'_{d0} şi T'_{dz} (pentru generatorul de excitaţie), care au valori apropiate, deoarece rezistenţa r_e este preponderentă faţă de reactanţa X_e:

$$T'_{dz} = T'_{d0} \cdot \frac{r_e^2 + (X'_d + X_e)(X_q + X_e)}{r_e^2 + (X_d + X_e)(X_q + X_e)},$$

în care

r_e, X_e sînt coeficienţi de sarcină ai generatorului de excitaţie;

X_d — reactanţa sincronă a generatorului de excitaţie;

X_q — reactanţa sincronă transversală;

T'_{dz} — constanta de timp la mersul în sarcină;

T'_{d0} — constanta de timp la mersul în gol.

Se poate adopta o constantă de timp T_f, care provine din:

$$T_f = \frac{T_{dz} + T'_{d0}}{2}$$

Coeficientul K_8 corespunde la o reacţie negativă, care poate fi stabilită utilizînd o diagramă simplificată şi un generator liniar.

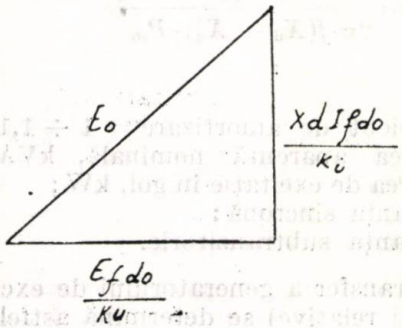


Fig. 2

k_i, k_u, k_r — coeficienţi de transmisie ai redresoarelor.

$$dE = \frac{\partial E}{\partial I_{fd}} \cdot dI_{fd} + \frac{\partial E}{\partial E_{fd}} \cdot dE_{fd}, \text{ pentru } E_{fd} = C^{te}$$

$$\frac{\partial E}{\partial I_{fd}} = \frac{X_d^2 \cdot I_{fd0}}{E_0 \cdot k_i^2}, \text{ pentru } I_{fd} = C^{te}$$

$$\frac{\partial E}{\partial E_{fd}} = \frac{E_{fd0}}{E_0 \cdot k_u^2}$$

Se consideră că $R_{cc} = \frac{k_i}{k_u} \frac{E_{fd0}}{X_d \cdot I_{fd0}}$,

R_{cc} fiind raportul de scurtcircuit al generatorului de excitaţie, iar E — f.e.m. a generatorului de excitaţie.

$$\frac{\partial E}{\partial I_{fd}} = \frac{X_d}{k_i \sqrt{1 + R_{cc}^2}}; \frac{\partial E}{\partial E_{fd}} = \frac{R_{cc}}{k_u \sqrt{1 + R_{cc}^2}}$$

$$\Delta E_{fd} = \frac{k_u \sqrt{1 + R_{cc}^2}}{R_{cc}} \cdot \Delta E - k_r \frac{X_d}{R_{cc}} \cdot \Delta I_{fd}$$

La magnetizarea generatorului se obţine:

$$E = \lambda i_f; \; e_f = R_f \cdot i_f (1 + T_f \cdot p)$$

$$\Delta E_{fd} = \frac{\Delta e_f}{1 + T_f \cdot p} \cdot \frac{\lambda}{R_f} \cdot \frac{k_u \sqrt{1 + R_{cc}^2}}{R_{cc}} -$$

$$- k_r \frac{X_d}{R_{cc}} \cdot \Delta I_{fd}$$

în care p este operatorul Laplace.

În valoare relativă, aceste ecuaţii se transpun în schema funcţională din figura 3, în cazul simplificat al unui generator în gol, cu neglijarea circuitelor polare masive.

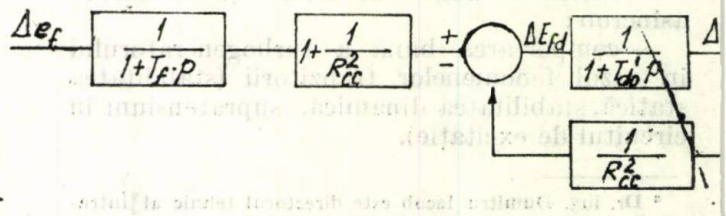


Fig. 3

Funcţia de transfer în acest caz este:

$$\frac{\Delta e_t}{\Delta e_f} = \frac{1}{(1+T_f\cdot p)\left(1+\dfrac{T'_{d0}}{1+\dfrac{1}{R^2_{c0}}}\cdot p\right)}$$

Această funcţie se transformă în cazul unui circuit polar masiv astfel:

$$\frac{\Delta e_t}{\Delta e_f} = \frac{1+(1-k)T_c\cdot p}{\left[1+\left(\dfrac{T'_{d0}}{1+\dfrac{1}{R^2_{cc}}}+T_c\right)\cdot p+(1-k^2)\dfrac{T'_{d0}}{1+\dfrac{1}{R^2_{cc}}}\cdot T_c\cdot p^2\right][1+T_f\cdot p]}$$

În sarcină, cînd se neglijează variaţiile unghiului intern, se obţine:

$$\frac{\Delta e_t}{\Delta e_f} = \frac{1+(1-k)k_3T_c\cdot p}{\left[1+\left(\dfrac{T'_{dz}}{1+\dfrac{1}{R^2_{cc}}}+k_3\cdot T_c\right)\cdot p+(1-k^2)\dfrac{T'_{dz}}{1+\dfrac{1}{R^2_{cc}}}\cdot k_3\cdot T_c\cdot p^2\right][1-T_f\cdot p]}\cdot k_3\cdot k_6$$

Pentru o vedere unitară a studiului teoretic asupra maşinii de excitaţie se scriu funcţiile de transfer şi pentru generatorul principal.

Pentru un generator cu circuite polare nemasive, care funcţionează în:

— gol:

$$\frac{\Delta e_t}{\Delta E_{fd}} = \frac{1}{1+T'_{d0}\cdot p}$$

— în sarcină:

$$\frac{\Delta e_t}{\Delta E_{fd}} = \frac{1}{1+T'_{dz}\cdot p}\cdot\frac{X_e}{X_d+X_e}\cdot\frac{e_q}{e_{t0}},$$

în care $T'_{dz} = \dfrac{X'_d+X_e}{X_d+X_e}$

În cazul turbogeneratoarelor cu circuite polare masive, se consideră circuitul cuplat cu coeficientul de cuplare k.

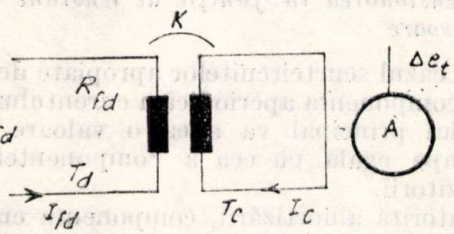


Fig. 4

$$F(p) = \frac{\Delta e_t}{\Delta e_{fd}} = \frac{1+(1-k)T_c\cdot p}{1+(T_d+T_c)\cdot p+(1-k^2)T_d\cdot T_c\cdot p}$$

La transferul în sarcină se ţine seama de influenţa unghiului intern raportat la reţeaua infinită; pentru a determina funcţiile de transfer, se pleacă de la ecuaţiile d'Heffran şi Philips, care sînt transpuse în schema funcţională din figura 5, în cazul generatorului legat cu reţeaua şi supus la variaţii mici (ΔI, Δe_t, ΔE_{fd}).

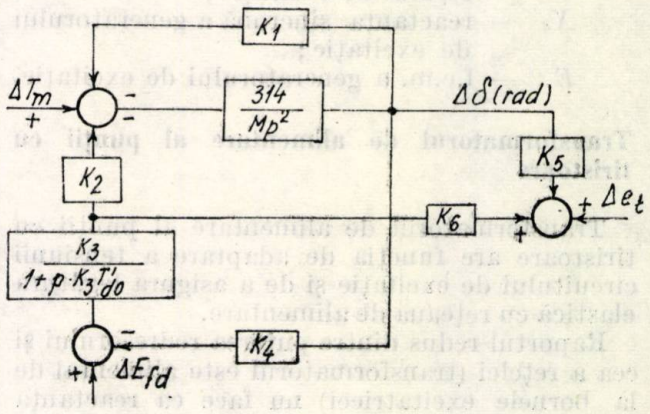


Fig. 5

Această schemă redă influenţa variaţiei unghiului intern asupra inductorului şi asupra tensiunii statorice.

$$K_1 = \frac{X_q-X'_d}{X_e+X'_d}\cdot i_{q0}\cdot E_0\sin\delta_0 + \frac{e_{q0}E_0\cos\delta_0}{X_e+X_q};$$

$$K_2 = \frac{E_0\sin\delta_0}{X_e+X'_d};\quad K_3 = \frac{X'_d+X_e}{X_d+X_e};$$

$$K_4 = \frac{X_d-X'_d}{X_e+X'_d}\cdot E_0\sin\delta_0;$$

$$K_5 = \frac{X_q}{X_e+X_q}\cdot\frac{e_{q0}}{e_{t0}}\cdot E_0\cdot\cos\delta_0 - \frac{X'_d}{X_e+X'_d}\cdot\frac{e_{q0}}{e_{t0}}\cdot E_0\sin\delta_0$$

$$K_6 = \frac{X_e}{X_e+X'_d}\cdot\frac{e_{q0}}{e_{t0}}$$

unde

p este operatorul Laplace;
e_t — tensiunea statorică a generatorului principal;
U — tensiunea rețelei infinite;
E_{fd} — tensiunea de excitație a generatorului principal;
T_{d0} — constanta de timp la mersul în gol;
T'_{dz} — constanta de timp la mersul în sarcină;
e_d, e_q — tensiunea statorică directă și în cuadratură;
E'_q — tensiunea directă tranzitorie ($e_q + X'_d \cdot i_d$).
T_m, T_e — cuplaje mecanice și electrice;
M — constanta de inerție a grupului (secunde);
δ — unghiul mașinii față de rețeaua infinită;
e_f, i_f, T_f — tensiunea, curentul de excitație și constanta de timp a generatorului de excitație;
R_{cc} — raportul de scurtcircuit al generatorului de excitație;
X_d — reactanța sincronă a generatorului de excitație;
E — f.e.m. a generatorului de excitație.

Transformatorul de alimentare al punții cu tiristoare

Transformatorul de alimentare al punții cu tiristoare are funcția de adaptare a tensiunii circuitului de excitație și de a asigura legătura elastică cu rețeaua de alimentare.

Raportul redus dintre puterea redresorului și cea a rețelei (transformatorul este alimentat de la bornele excitatricei) nu face ca reactanța transformatorului să contribuie decît în foarte mică măsură la distorsiunea undei de tensiune a excitatricei.

Puterea aparentă necesară depinde de curentul de excitație și de tensiunea-plafon de excitație, de montajul punții și de căderea de tensiune din circuitul de excitație.

Pentru tensiunea plafon de excitație utilizată actualmente, de 2—2,5 u.r., și pentru montajul în punte trifazată, puterea transformatorului atinge aproximativ de 3 ori puterea de excitație nominală:

$P_T = 2{,}8 \cdot U_{de} \cdot I_{de}$ [1];
U_{de} — tensiunea de excitație nominală;
I_{de} — curentul de excitație nominal.

Dimensionarea punții redresoare rotative

La soluția cu redresoare statice, diodele erau introduse într-un dulap în sertare și, în caz de defect pe același braț de punte, se puteau schimba cu grupul în funcțiune.

La soluția cu redresoare rotative, nici un organ defect din punte nu poate fi schimbat cu grupul în funcțiune. Pentru aceasta, redresoarele vor fi supradimensionate, astfel încît să se poată asigura curentul nominal de excitație, cu o cale paralelă sau mai multe scoase din funcțiune din brațul punții.

Pentru a satisface această condiție, fiecare cale paralelă va fi protejată prin siguranțe individuale, astfel încît, în caz de scurtcircuit, circuitele paralele adiacente să nu fie afectate de defect.

Dimensionarea redresoarelor în punte se face ținînd seama de mărimile normale la sarcina nominală și la supraexcitație și de tensiunea și curentul adițional, care apare în caz de avarie a generatorului (scurtcircuite la borne, mersul în asincron).

În cazul unui scurtcircuit la borne apare o componentă de curent continuu în sens pozitiv, care descrește cu T'_d, și o componentă de curent alternativ, care descrește cu T_a (s-a presupus un curent inductor). În situație normală, T'_d este mai mare decît T_a.

În cazul supraexcitării, fenomenul este puternic influențat de circuitele de amortizare, care magnetizează puternic ambele înfășurări de excitație, creînd un efect de ecran.

Cînd puterea generatorului crește, amortizarea se micșorează. Ordinul de creștere a curentului maximal raportat la curentul de excitație nominal este de 2—2,8 pentru grupurile de mare putere, de 2,5—3,5 pentru grupurile de medie putere și 3—4,5 pentru grupurile de mică putere [3].

La funcționarea generatorului în regim de generator asincron apare o tensiune cu o frecvență de alunecare care se induce în circuitul de excitație.

În timp ce alternanța pozitivă a curentului poate circula prin diodele punții, alternanța negativă este blocată, inducînd o tensiune în înfășurarea de excitație, care apare la bornele punții. Valoarea acestei tensiuni este importantă pentru dimensionarea redresorului și nu depinde de nici o caracteristică a rețelei, ci numai de reactanța generatorului și de alunecarea medie.

Dimensionarea în funcție de tensiune a punții redresoare

În cazul scurtcircuitelor apropiate de generator, componenta aperiodică a curentului generatorului principal va avea o valoare de vîrf aproape egală cu cea a componentei supratranzitorii.

Datorită amortizării, componenta curentului alternativ care se induce în rotor nu depășește componenta continuă. Curentul rotoric nu poate fi inversat și deci nu există pericolul apariției unei supratensiuni inverse la bornele diodelor.

Încercările efectuate cu un generator de 125 MW cu excitaţie cu redresoare rotative, funcţionînd în asincron şi producînd un scurtcircuit brusc, au condus la determinarea supratensiunilor şi amortizărilor care provin de la rotoarele masive. Tensiunea inversă în acest caz nu depăşeşte de 1,8 ori tensiunea nominală de excitaţie cînd curentul de excitaţie are valoarea nominală [2].

Pentru generatoarele de 250 MW sau 600 MW, supratensiunea poate atinge de 3,3 ori valoarea nominală [2].

Dacă se ţine seama de caracteristica de amortizare pentru generatoarele de mare putere, se observă că nu se poate depăşi valoarea tensiunii cu mai mult de 4 ori valoarea nominală; prin urmare se poate considera suficient pentru dimensionarea unei punţi cu diode o tensiune inversă egală cu de 5 ori tensiunea nominală de excitaţie, pentru a asigura o funcţionare normală în exploatare.

Dimensionarea în funcţie de curent a punţii redresoare

Curbele furnizate de fabricile de diode permit determinarea temperaturii joncţiunilor, cunoscînd temperatura şi pierderile diodelor pentru diferite regimuri considerate.

Se poate determina temperatura joncţiunii pornind de la temperatura aerului de răcire în condiţiile de utilizare.

Încercările se bazează pe utilizarea unei tensiuni inverse date cu diode etalon, care sînt montate în aparatul de încercare; curentul invers este funcţie de temperatura joncţiunii.

Prin diode se trece un curent dat de o semialternanţă; în timpul celeilalte semialternanţe diodele sînt supuse la o tensiune inversă şi se măsoară curentul invers.

Comparînd cu etalonul valoarea curentului invers, putem determina temperatura joncţiunii atît în regim permanent, cît şi în regim tranzitoriu, determinîndu-se impedanţa termică şi constanta de timp termică.

Pentru calculul curentului de excitaţie se adoptă formula:

$$\frac{I_f}{I_{fN}} = 1 + 1{,}50\, e^{\frac{-t}{T'_d}} + 0{,}6\left(1 - e^{\frac{-t}{T'_f}}\right) \qquad (2)$$

unde

T'_d este constanta de timp a generatorului principal;

T'_f — constanta de timp a generatorului de excitaţie.

Pentru o funcţionare sigură şi fără întreruperi se iau mai multe căi de curent în paralel, pentru ca în cazul defectării diodelor de pe o cale grupul să rămînă în funcţiune.

Din experienţa de exploatare diodele se pot menţine în funcţiune fără să se avarieze în jur de 2×10^6 ore [2].

Pentru căile de curent în paralel apare o anumită inegalitate a repartiţiei curentului, care, printr-o alegere convenabilă a valorilor rezistenţelor şi capacităţile montate în paralel cu diodele, fac ca aceste inegalităţi să nu fie mai mari de 5%.

Siguranţele punţii

Siguranţele sînt destinate pentru protejarea unei căi paralele de curent în cazul defectării unei diode, eliminînd defectul înainte ca curentul de scurtcircuit să creeze suprasarcini pe celelalte diode.

Siguranţele nu protejează diodele la suprasarcinile accidentale şi supratensiuni deoarece atît siguranţele, cît şi diodele trebuie să reziste la suprasarcini şi supratensiuni accidentale care se produc în timpul exploatării.

Dacă curentul de defect apare în timpul unui impuls, situaţia cea mai defavorabilă va fi:

$$I_{eD} = 1{,}6\,\frac{I_{fn}}{1{,}23} \cdot \frac{\sqrt{3}}{X'' + X_i} \cdot 2\sqrt{2} \simeq 3{,}2\,\frac{I_{fn}}{X''} \text{ [6]}$$

X'' fiind reactanţa supratranzitorie a generatorului de excitaţie.

În valoare eficace, $I_{ED} = 1{,}95\,\frac{I_{fn}}{X''}$.

Dacă calibrul fuzibilului este dimensionat la intensitatea eficace, care trece în regim nominal

$$I_e = \frac{I_{fn}}{\sqrt{3}\,\frac{a}{1{,}2}}, \text{ atunci } \frac{I_{ED}}{I_e} = 2{,}8\,\frac{a}{X''},$$

în care a este numărul de căi în paralel;

1,2 — coeficientul de majorare pentru numărul de căi scoase din funcţiune.

Valoarea curentului de defect în diode, cînd 20% din căile de curent sînt scoase din funcţiune, va fi: $\frac{1{,}9 \cdot I_{fn} \cdot 1{,}2}{X'' \cdot a}$ [6], dacă se consideră curentul de impuls care circulă prin diode în valoare eficace de: $\frac{1{,}6\, I_{fn} \cdot 1{,}2 \cdot \sqrt{3}}{3a}$, raportul dintre curentul maxim şi curentul definit va fi de 15. O astfel de valoare poate fi suportată cîteva milisecunde, ceea ce reprezintă un coeficient de siguranţă suficient.

Arderea unei siguranţe este semnalizată sonor şi luminos la camera de comandă cu ajutorul unui declanşator.

Convertizorul cu tiristoare

Tiristoarele sînt montate în punte Graetz trifazată, repartizate în sertare. Fiecare sertar conţine o punte Graetz trifazată.

Se consideră U_N şi I_N tensiunile şi curenţii nominali ai generatorului de excitaţie.

Puntea cu tiristoare are tensiunea maximă inversă definită prin $1{,}6 \cdot U_N \frac{\pi}{3}$ [5]. Ţinînd seama de şocul de tensiune dat de comutaţie, se obţine pentru tensiunea inversă maximă valoarea $1{,}1 \cdot 1{,}6 \cdot U_N \frac{\pi}{3}$.

Prin comparaţie cu tensiunea de serviciu, se pot alege tiristoare ţinînd seama de supratensiunea care provine de la arderea fuzibilelor; se poate admite un coeficient egal cu 2.

Tensiunea maximă de creastă a tiristoarelor este definită astfel:

$$1)\quad U_{RWM} = 2 \cdot 1{,}1 \cdot 1{,}6 \cdot \frac{\pi}{3} \cdot U_N \quad [1].$$

Se consideră că curentul trece prin fiecare braţ al punţii la un decalaj de 120° electrice.

Dacă n este numărul de căi în paralel, curentul mediu pe celulă va fi $\frac{I_N}{3n}$ în regim nominal.

Practic, plafonul va fi aplicat într-un interval de timp care ţine seama de supraintensităţi şi curentul suportat de fiecare cale şi va fi majorat cu un coeficient de plafon astfel:

$$\frac{1{,}6 \cdot I_n}{3n} \quad [1]$$

Se va ţine seama şi de repartiţia imperfectă a curentului între căile paralele, adoptîndu-se un coeficient de 10%, iar curentul în fiecare celulă va fi:

$$1{,}6 \cdot 1{,}1 \cdot \frac{I_N}{3n}$$

În mod curent, se amite pentru grupurile de mare putere, în cazul ieşirii din funcţiune a unei căi de curent prin arderea unei siguranţe fuzibile, fără ca grupul să iasă din funcţiune, un curent pe celulă de:

$$2)\quad i = 1{,}6 \cdot 1{,}1 \cdot \frac{I_N}{n-1}$$

În funcţie de tipul celulelor utilizate, formulele 1) şi 2) fixează numărul de elemente în serie şi în paralel pe braţele punţii.

Bibliografie

[1] Barrl, A. *Régulation de alternateurs de grande puissance excités par alternateurs inversés et redresseurs tournants.* În: R.G.E. nr. 4, 1970, p. 319–328.

[2] Durreault, M. *Excitation des alternateurs de grande puissance par alternateurs inversés et redresseurs tournants.* În: R.G.E., nr. 5, 1970.

[3] Barret, Ph. *Evolution de la technique des systèmes d'excitation et des fonctions qui leur sont demandées. Consequences sur les spécifications.* În: R.G.E. nr. 4, 1970.

[4] Merhof, W. *Excitation sans balais ni bagues des machines synchrones par l'intermédiaire de redresseurs tournants à semi-conducteurs.* În: Revue Brown Boveri 54, nr. 9, 1967, p. 539–550.

[5] Warto, P. *Dispositif d'excitation à thyristors pour les gros turboalternateurs.* În: Revue Brown Boveri, 58, nr. 1, 1971, p. 41–48.

[6] Debernardi, I. şi Fritsch, Th. *Excitation des turboalternateurs de grande puissance par semi-conducteurs. Comparaison de l'excitation independante et de l'excitation par soutirage compound.* În: R.G.E., nr. 5, 1970.

(Articol intrat în redacţie la 22 octombrie 1976)

Analiza structurală a sistemului informațional al grupului românesc de 330 MW

Ing. **C. Brătianu**
și ing. **Cr. Popescu***

1. Sisteme informaționale de proces

Prin „sisteme informaționale" se înțelege o clasă particulară de sisteme, caracterizată prin existența preponderentă a relațiilor de tip informațional, în raport cu un criteriu funcțional dat. Aceasta înseamnă că existența relațiilor de tip energetic apare ca o condiție materială de ființare a relațiilor informaționale, și nu ca elemente funcționale în sine.

După geneza lor, sistemele informaționale pot fi naturale (cum sînt cele sociale) sau realizate de om (cum sînt cele tehnice). Sistemele informaționale din cea de-a doua categorie au apărut din necesitatea conducerii optimale a proceselor economice sau tehnologice la nivel de întreprindere sau ramură, precum și a rezolvării unor probleme de cercetare științifică. Numim aceste sisteme „sisteme informaționale de proces".

Funcțiile acestor sisteme sînt :

a) obținerea informațiilor cu privire la starea agregatelor și desfășurarea procesului tehnologic ;

b) prelucrarea acestor informații în scopul cunoașterii evoluției procesului și a stării în care se găsesc agregatele ;

c) elaborarea deciziilor de existență și optimizare a procesului tehnologic (parțial sau integral) ;

d) realizarea intervențiilor în proces, corespunzător deciziilor elaborate.

Însușirile principale ale sistemelor informaționale de proces sînt :

a) reflectă pe plan informațional structura și evoluția procesului tehnologic ;

b) au o structură eterogenă cu grad de complexitate ridicat ;

c) implică existența componentei umane prin capacitatea acesteia de luat decizii în condiții de incertitudine și de risc ;

d) din punct de vedere funcțional, prezintă o structură de tip arborescent ;

e) sînt sisteme evolutive cu capacitate de autoorganizare ;

f) timpul apare atît prin latura sa obiectivă cît și subiectivă (timpul psihologic).

2. Analiza structurală a sistemului informațional al grupului de 330 MW de la CTE Rovinari

Studierea grupului românesc turbogenerator de 330 MW și a anexelor sale a avut drept scop stabilirea structurii sistemului informațional, analizarea acesteia, determinarea gradului de solicitare a operatorului, precum și găsirea de posibilități de îmbunătățire a acestei structuri.

Grupul românesc de 330 MW de la Rovinari nu este prevăzut prin proiect cu calculator electronic de proces. Ținînd seama însă că agregatele componente au prevăzute puncte de măsură pentru calculator, s-a luat în considerare în analiza efectuată și introducerea unui calculator „off-line" pentru prelucrarea informațiilor.

Menționăm că întreaga analiză a fost efectuată numai din punct de vedere informațional.

Sistemul informațional aferent turbogeneratorului și anexelor sale este un sistem informațional de proces.

Structura sa este de tip ierarhic arborescentă, cu creșterea gradului de arborescență spre procesul tehnologic.

În vederea structurii informației pe parametri și instalații, s-a întocmit schema arborescentă aferentă turbogeneratorului și anexelor sale, conform modelului prezentat în figura 1.

În analizarea structurii sistemului informațional, s-a luat în considerare existența celor trei subsisteme componente :

— subsistemul de informare ;

— subsistemul de prelucrare a informației și luarea deciziei ;

— subsistemul de comandă și reglare (intervenție în proces).

În cadrul fiecărui subsistem se stabilesc circuite informaționale. Orice circuit informațional cuprinde : o sursă de informare, un canal de transmitere a informației și un receptor de informație. Exemplu : circuitul informațional aferent subsistemului de informare cuprinde punctul de măsură (traductor de măsură), canalul de transmitere a informației (electric, pneumatic) și elementul de prezentare a informației (indicare, înregistrare, semnalizare etc.).

Cu ajutorul schemei arborescente și luînd în considerare alcătuirea circuitelor informaționale, s-a întocmit schema circuitelor informaționale ale turbogeneratorului și anexelor sale (fig. 2).

În această schemă au fost puse în evidență instalațiile energetice prevăzute cu surse de informare, canale de transmitere a informației (grupate pe cele șase tipuri de informație conform schemei arborescente), unitățile care urmează a decodifica, a prelucra datele și a interveni în proces, precum și transmiterea comenzii către instalații.

* Ing. Constantin Brătianu este șef de lucrări la Catedra de centrale electrice, Institutul politehnic București ; ing. Cristian Popescu lucrează la Combinatul de articole tehnice de cauciuc Jilava.

Pentru determinarea cantităților de informație din fiecare circuit informațional, au fost secționate fluxurile informaționale (de exemplu : secțiunea $S - S$, în fig. 2) pentru toate instalațiile analizate.

Cantitatea mare de date necesare a fi prelucrate (aproximativ 540 puncte de măsură : 130 destinate local, 15 indicatoare, 95 înregistratoare, 16 pentru calculator, 90 pentru instalația de automatizare, 210 semnalizări) a re-

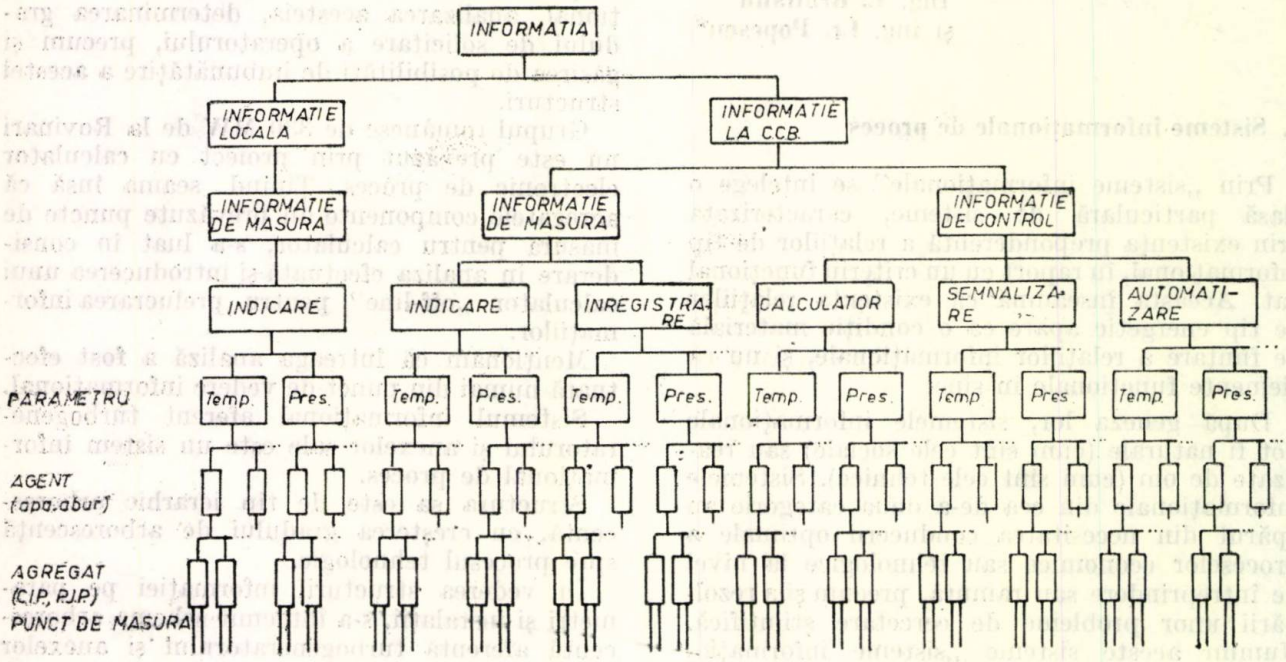


Fig. 1. Modelul schemei arborescente.

În calculul cantităților de informație a fost folosită relația lui C.E. Shannon pentru entropia informațională :

$$H = -\sum_{i=1}^{n} p_i \log_2 p_i$$

în care

$i = 1,2,\ldots, n$ reprezintă șirul evenimentelor de măsură și control caracteristic unui flux informațional ;

p — posibilitatea de apariție a evenimentului i.

Deoarece în cazul analizat autorii nu au dispus de date statistice asupra evoluției în timp a valorilor parametrilor (caz întîlnit și în faza de proiectare), s-a folosit ipoteza Laplace. Aceasta arată că, în cazul lipsei apriori de date asupra evoluției în timp a evenimentelor i, probabilitățile de apariție devin egale și relația ia forma :

$$H = -\sum_{i=1}^{n} p \log_2 p_i = n\left(\frac{1}{n}\log_2 \frac{1}{n}\right) = \log_2 n$$

Acesta este cazul entropiei informaționale maxime, caz întîlnit la avarii.

clamat întocmirea unui program pentru calculator. Rezultatele obținute sînt prezentate în tabelul 1.

Analizînd comparativ rezultatele, se constată că :

— ponderea informațiilor locale depășește o treime din cantitatea de informație, deci centralizarea informațiilor poate fi continuată ;

— cantitatea de informație destinată a fi prelucrată de calculator este de 4,27%, de unde rezultă că, astfel prevăzut, calculatorul este neeficient ;

— cantitatea de informație ce revine a fi prelucrată de om este dublă față de cea repartizată spre prelucrarea instalațiilor de automatizare (reglare și protecții) și de cinci ori mai mare decît cea destinată calculatorului.

Comparînd debitul informativ necesar a fi prelucrat de om cu cel posibil a fi prelucrat în condiții optime (după recomandările ergonomice, aproximativ 40 biți/s), se constată că operatorul este suprasolicitat de aproape 7 ori.

În vederea optimizării conducerii operative, este necesară o restructurare a informației, în așa fel ca omul să fie astfel solicitat încît să poată lua decizii corecte și rapide în condiții de incertitudine și risc minime. :

În acest sens :

— este recomandată mărirea gradului de automatizare, micșorînd astfel suprasolicitarea operatorului ;

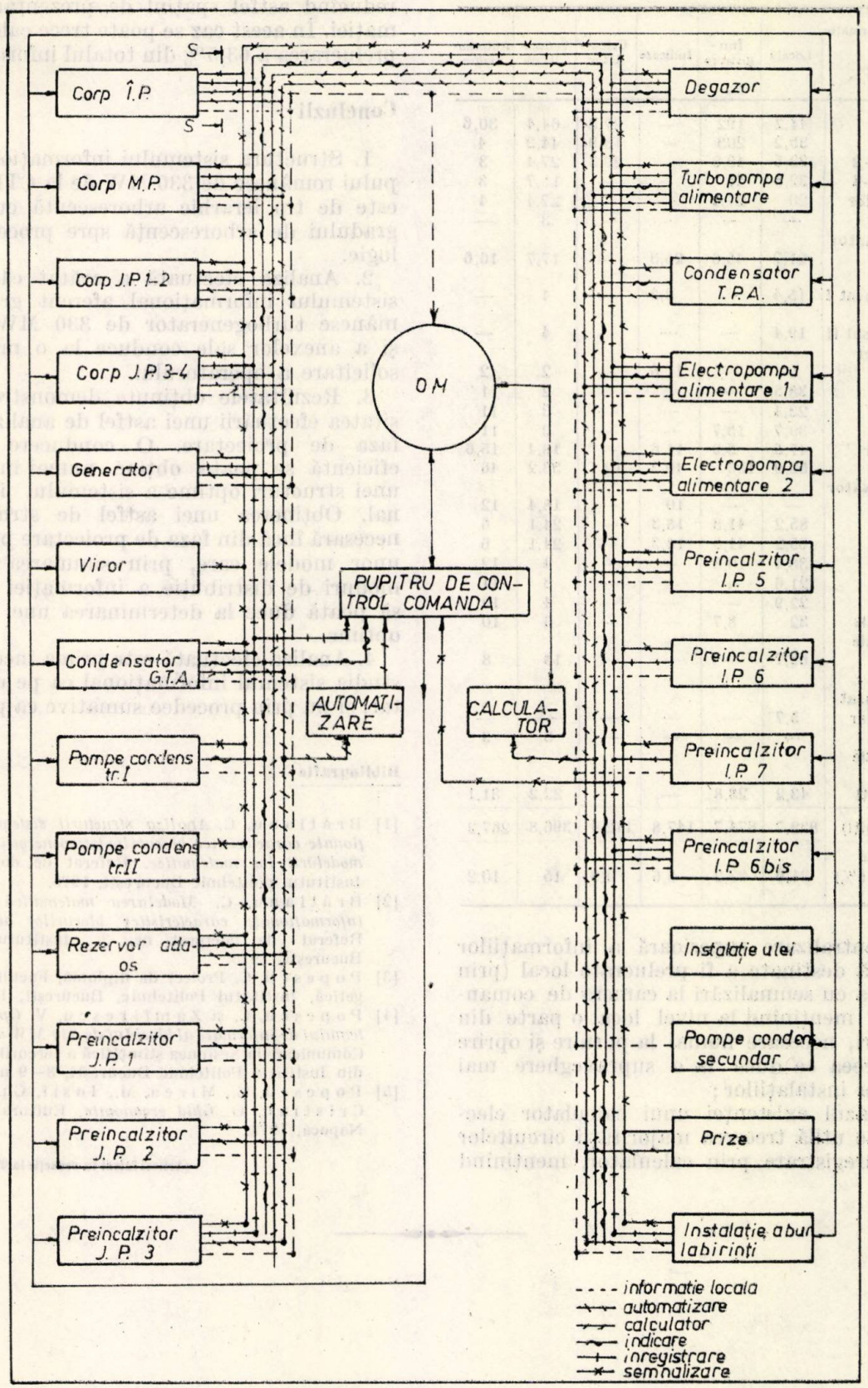


Fig. 2. Schema circuitelor informaționale.

Tabelul 1

Nr. crt.	Denumirea instalației \ Informație	Locală	Înregistrare	Indicare	Calculator	Semnalizare	Automatizare
1	CIP	44,2	192	—	27,8	64,4	30,6
2	CMP	35,2	203	—	13,9	44,3	4
3	CJP 1—2	32,5	49,8	—	29,3	27,4	3
4	CJP 3—4	32,5	49	—	—	1[illegible],7	3
5	Generator	20	27,4	—	—	27,4	4
6	Viror	—	—	—	—	3	—
7	Condensator GTA	21,7	45,6	25,3	—	17,7	16,6
8	Pompe condensat I	15,4	—	3,3	—	4	—
9	Pompe condensat II	19,4	—	—	—	4	—
10	Rezervor adaos	9	—	11,6	—	2	2
11	PJP 1	38,5	—	—	—	2	11
12	PJP 2	23,4	—	—	—	3	11
13	PJP 3	39,7	15,7	—	—	3	11
14	Degazor	47,5	3,9	11,6	—	18,4	15,6
15	TPA	56,9	156	49,3	12,1	33,2	46
16	Condensator TPA	—	—	10	—	18,4	12
17	EPA 1	85,2	41,8	18,3	—	24,1	6
18	EPA 2	85,2	41,8	18,3	—	24,1	6
19	PIP 5	38,4	10,3	—	—	4	12
20	PIP 6	21,6	—	—	—	3	11
21	PIP 7	22,9	—	—	—	4	12
22	PIP 6 bis	32	8,7	—	—	6	10
23	Instalație ulei	63,7	—	—	—	18	8
24	Pompe condensat secundar	5,7	—	—	—	—	—
25	Prize	—	—	—	—	3	3
26	Instalație abur labirinți	43,2	28,8	—	—	22,2	31,1
	Total (biți)	832,7	874,7	147,8	112,4	396,8	267,2
	Procente din total (%)	31,6	33,2	5,6	4,3	15	10,2

— o centralizare superioară a informațiilor de măsură destinate a fi prelucrate local (prin prevederea cu semnalizări la camera de comandă bloc), menținînd la nivel local o parte din măsurători, necesare numai la pornire și oprire (5,2%), ceea ce duce la o supraveghere mai eficientă a instalațiilor;

— în cazul existenței unui calculator electronic este utilă trecerea majorității circuitelor pentru înregistrare prin calculator, menținînd pe panou numai circuitele principale (0,4%), reducînd astfel spațiul de prezentare a informației. În acest caz se poate trece calculatorului prelucrarea a 63,5% din totalul informației.

Concluzii

1. Structura sistemului informațional al grupului românesc de 330 MW de la CTE Rovinari este de tip ierarhic arborescentă cu creșterea gradului de arborescență spre procesul tehnologic.

2. Analiza efectuată a arătat că structura sistemului informațional aferent grupului românesc turbogenerator de 330 MW Rovinari și a anexelor sale conduce la o mare suprasolicitare a operatorului.

3. Rezultatele obținute demonstrează necesitatea efectuării unei astfel de analize încă din faza de proiectare. O conducere operativă eficientă se poate obține numai în condițiile unei structuri optime a sistemului informațional. Obținerea unei astfel de structuri este necesară încă din faza de proiectare prin crearea unor modele care, prin simularea diverselor moduri de distribuție a informației pe nivele, să poată duce la determinarea unei distribuții optime.

4. Analiza efectuată este prima încercare de a studia sistemul informațional ca pe un tot unitar, și nu prin procedee sumative ca pînă acum.

Bibliografie

[1] Brătianu, C. *Analiza structurii sistemelor informaționale caracteristice blocurilor termoenergetice, în vederea modelării lor matematice.* Referat de doctorat nr. 2, Institutul politehnic București, 1975.

[2] Brătianu, C. *Modelarea matematică a sistemelor informaționale caracteristice blocurilor termoenergetice.* Referat de doctorat nr. 3, Institutul Politehnic București, 1975.

[3] Popescu, C. Proiect de diplomă, Facultatea de energetică, Institutul Politehnic, București, 1976.

[4] Popescu, C. și Zamfirescu, V. *Optimizarea sistemului de informare al blocului de 330 MW de la Rovinari.* Comunicare la Sesiunea științifică a cercurilor studențești din Institutul Politehnic București, 8—9 mai 1976.

[5] Popescu, E., Mirea, M., Iosif, Gh., Ene, P. și Cristian, G. *Ghid ergonomic.* Editura Dacia, Cluj-Napoca, 1972.

(Articol intrat în redacție la 22 decembrie 1976)

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.S. România. Redacția: București, Str. Doamnei 14—16 Sectorul 4. Telefon: 15 08 90. Instituțiile pot achita abonamente pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Prețul unui exemplar: 5 lei. Taxele poștale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. I. c. 7488

41 401

E 2039

REFERÁLVA

R

MW

9

energetica

VOLUMUL XXV
BUCUREŞTI SEPTEMBRIE 1977

0 6 12 18 2

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE
ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR
DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 24 Nr. 9 septembrie

Cuprinsul

		Pag
M.G.M. Pop, D. Manea, Ec. Ursu, E. Ştefan, N. Manea	Analiză tehnico-economică pentru alegerea parametrilor termohidraulici ai unui generator de abur cu străbatere forţată pentru CNE	311–316
L. Stanisavlievici	Regimul chimic alcalin al apei şi folosirea hidrazinei	317–321
W. Gooss	Rolul impurităţilor mecanice asupra evoluţiei calităţii uleiurilor aditivate de turbină	322–328
J. Constantinescu şi Mariana Homoş	Metodă practică de calcul pentru studiul stabilităţii statice a sistemelor electroenergetice complexe	328–336
Gh. Gavrilă şi B. Mathé	Cercetări noi privind cauzele conturnării izolaţiei întreruptoarelor 10–20 kV, 630 A şi posibilităţi de eliminare a avariilor datorite acestora	336–347
DIN TRECUTUL ELECTRIFICĂRII ROMÂNIEI		
C. Morţun	Electrificarea judeţului Timiş	347–350
CRONICĂ		
L. Oberst	A IV-a Conferinţă Internaţională de Iluminat. Cel de-al 3-lea Congres „Lux Europa" Sesiunea de comunicări tehnico-ştiinţifice „Probleme actuale ale iluminatului electric"	351–352

Revista apare sub îndrumarea
Consiliului ştiinţific
al Institutului central de cercetări energetice

1978 JAN 5

Analiză tehnico-economică pentru alegerea parametrilor termohidraulici ai unui generator de abur cu străbatere forțată pentru CNE

Dr. ing. **M.G.M. Pop**,
Ing. **D. Manea**,
Ing. **Ec. Ursu**,
Ing. **E. Sișchin**,
Ing. **N. Manea***)

Este cunoscut că odată cu creșterea debitului de abur al generatoarelor de abur (GA) cu circulație naturală folosite în centralele nucleare-electrice (CNE) de tip PWR și PHWR se constată o scădere a multiplului de circulație al acestora [1]. În această situație debitul de abur produs se apropie mult de debitul amestecului apă-abur vehiculat în sistemul fierbător, apropiind conceptual problemele sistemului de control de cele ale sistemului de control al GA cu străbatere forțată.

Întrucît dificultatea principală a implementării unui sistem cu circulație forțată (costul sistemului de control) este comparativ atenuată, devine interesantă analiza performanțelor de ales în proiectarea unui GA cu străbatere forțată folosit pentru o CNE cu apă sub presiune. În întîmpinarea acestui raționament vin și realizări de ultimă oră ale companiei Westinghouse, care, în modelul său „E" de generator de abur cu circulație naturală, prevăzut a intra în fabricație în 1977—1978, utilizează un economizor cu străbatere forțată pentru agentul secundar [2].

Trecerea spre multipli de circulație mici și, în final, trecerea la circulația forțată aduc, în afară de avantaje constructive privind echipamentul propriu-zis, și o mai bună utilizare exergetică a capacității calorice a agentului primar [3], [4].

Dintre echipamentele unei CNE, costul cel mai ridicat îl are, cu excepția reactorului și turbinei, generatorul de abur.

Costul ridicat al GA se datorește în principal:

— metodelor dificile de prelucrare mecano-metalurgică a elementelor componente (vezi placa tubulară);

— costului ridicat al asamblării elementelor componente (vezi introducerea, centrarea și îmbinarea fascicolului de țevi în placa tubulară);

— operațiilor de control al integrității GA în cursul fabricației și în cursul opririlor pentru întreținere și reparații;

— materialelor de fabricație (Inconel 600 pentru țevi, oțel inoxidabil etc.).

Pentru a asigura un cost minim al GA, se efectuează mai multe calcule de optimizare, avînd drept scop găsirea unei legături optime între mărimea GA, parametrii termohidraulici folosiți, modul de organizare a suprafețelor de schimb de căldură etc.

Pentru analiza performanțelor GA cu străbatere forțată, s-au luat în considerare variația presiunii agentului secundar între 61—67 bar, a temperaturii apei de alimentare între 220—253°C și a vitezei agentului primar din 0,1 în 0,1 m/s, pînă la determinarea cheltuielilor minime anuale de calcul pentru o pereche de valori a presiunii agentului secundar și a temperaturii apei de alimentare. Pentru aceeași presiune și temperatură a agentului secundar, o dată cu creșterea vitezei agentului primar scade suprafața de schimb de căldură a GA și deci investiția ocazionată de aceasta. În același timp cresc însă cheltuielile cu energia de pompare necesară vehiculării agentului primar. Întrucît prețul combustibilului crește mai rapid decît prețul metalului, calculînd criteriul cheltuielilor anuale de calcul minime:

$$Z_{an} = C + p_{an} \cdot I_{tot}, \qquad (1)$$

se observă că, pe măsură ce viteza agentului primar crește, Z_{an} va prezenta la început o scădere, după care va crește, obținîndu-se astfel viteza pentru care Z_{an} = minim.

Este de menționat că puterea termică pe GA în toate variantele considerate a fost menținută constantă, și anume 1270 MW$_t$ [5]. Domeniul de variație a presiunii și temperaturii agentului secundar acoperă atît soluții actuale cît și perspectiva unor soluții de viitor [6].

Calculele ocazionate de această analiză au fost făcute pe baza unui cod de calcul scris în FORTRAN IV.

Codul de calcul și metodologia folosită

Codul de calcul elaborat are posibilitatea să trieze o multitudine de soluții pentru un calcul termic exact făcut de un cod de calcul de verificare al GA, cod ce funcționează prin rezolvarea concomitentă a ecuațiilor de continuitate, impuls și energie pe porțiuni foarte mici de lungime a GA.

Ca date inițiale, codul de calcul necesită:

— puterea termică pe GA;

— temperaturile și presiunea agentului primar;

— temperatura apei de alimentare;

— presiunea agentului secundar;

— diametrul țevilor fascicolului tubular.

*) Dr. ing. Mihai G. M. Pop este cercetător științific, Dumitru Manea și Ecaterina Ursu sînt ingineri în cadrul Laboratorului de surse și tehnologii noi din ICEMENERG; Eugen Șișchin este inginer la ICPET; ing. Nicolae Manea este cercetător științific la Institutul de cercetări pentru tehnică de calcul — București.

Pentru analiza efectuată au fost rulate 20 de variante considerînd :

$$p_{AB} = 61 ; 63 ; 65 ; 67 \text{ bar},$$
$$t_{al} = 220 ; 230 ; 240 ; 250 ; 253°C.$$

Gradul de supraîncălzire a fost astfel ales pentru fiecare variantă încît să se obţină aproximativ aceeaşi diferenţă de temperatură, Δt_{min}, pentru toate variantele considerate, între agentul primar (AP) şi aburul supraîncălzit.

Modul de operare a codului de calcul este următorul : pentru o anumită valoare a presiunii agentului secundar şi o temperatură a apei de alimentare se dă o variaţie din 0,1 în 0,1 m/s vitezei agentului primar şi se efectuează de fiecare dată calculul termic al GA, calculul economizorului, al vaporizatorului, al supraîncălzitorului, al elementelor geometrice ale GA, al pierderilor de presiune şi calculul economic. O variantă se consideră rezolvată în momentul în care s-a determinat minimul cheltuielilor anuale de calcul. Valorile de preţuri au fost estimate pe baza studiilor ICPET din ultimii ani [7].

Codul de calcul este alcătuit dintr-un program principal şi 10 subrutine (din care 9 pentru determinarea parametrilor termohidraulici ai apei şi aburului [8]).

Subrutina GENAB este cea mai importantă subrutină din cele 10 cu care operează codul de calcul, întrucît calculează mărimile termohidraulice şi geometrice ale GA considerat. Schema logică a acestei subrutine este prezentată în figura 1.

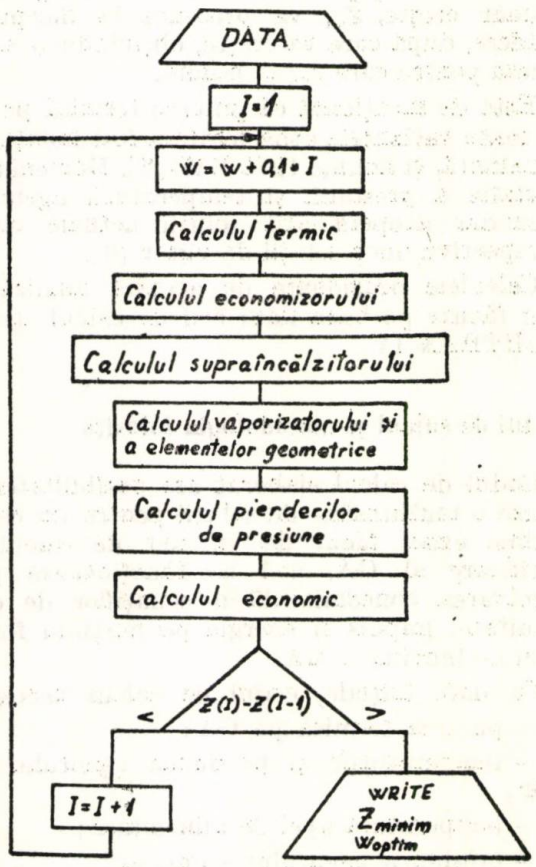


Fig. 1. Schema logică a subrutinei GENAB.

Principalele rezultate afişate sînt următoarele :

a) La calculul termic al GA :
— Q_{eco}, Q_{vap}, Q_{si}, Q_{GA} ;
— debitul de agent de răcire ;
— suprafaţa totală de schimb de căldură ;
— numărul de ţevi al fascicolului tubular ;
— diametrul interior al mantalei GA.

b) La calculul economizorului :
— diferenţa medie de temperatură logaritmică pe zona de economizor ;
— viteza agentului de răcire pe economizor ;
— α_{eco}^{AP}, α_{eco}^{AS} ;
— viteza agentului secundar pe economizor ;
— suprafaţa şi lungimea economizorului.

c) La calculul vaporizatorului :
— diferenţa de temperatură medie logaritmică pe vaporizator ;
— α_{vap}, k_{vap} ;
— suprafaţa şi lungimea vaporizatorului.

d) La calculul supraîncălzitorului :
— diferenţa de temperatură medie logaritmică pe supraîncălzitor ;
— viteza agentului primar ;
— α_{si}^{AP}, α_{si}^{AS}, k_{si} ;
— viteza agentului secundar pe supraîncălzitor ;
— suprafaţa şi lungimea supraîncălzitorului ;
— randamentul exergetic al GA.

e) Elementele geometrice ale GA :
— suprafaţa totală de schimb de căldură a GA ;
— lungimea ţevilor GA ;
— lungimea totală a GA.

f) La calculul pierderilor de presiune :
— pierderile de presiune pe partea de agent primar ;
— pierderile de presiune pe economizor, vaporizator şi supraîncălzitor.

g) La calculul economic :
— investiţia specifică pe GA ;
— cheltuielile fixe ;
— cheltuielile anuale minime de calcul.

Relaţiile de calcul utilizate sînt relaţii de calcul clasice, folosite şi pentru calculul GA cu circulaţie naturală [9], [10].

În ceea ce priveşte calculul economic, acesta a decurs în felul următor :
— Investiţia în ţevi :

$$I_{tevi} = l_{tevi} \cdot c_{tevi}, \qquad (2)$$

în care pentru ţevile GA considerat, fabricate din Inconel 600 cu $d_e = 16$ mm şi $d_i = 14{,}8$ mm, conform specificaţiilor ASME [11], costul specific este

$$c_{tevi} = 60 \text{ lei/m}.$$

S-au utilizat ţevi cu diametrul mic întrucît asigură instalaţii mai compacte. Inconel 600

este întîlnit la toate firmele producătoare de echipament nuclear de tip PWR, într-o măsură mai mică folosindu-se în Europa și oțelul 3'R 12 Sandvik — Suedia.

— Investiția în mantaua și capacele GA:

$$I_{manta} = V_{manta} \cdot c_{manta} = \pi/4 \cdot (D_e^2 - D_i^2) \cdot H \cdot c_{manta} \quad (3)$$

$$I_{capac} = 2 \cdot V_{capac} \cdot c_{capac} = 2 \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{\pi}{6} (D_e^3 - D_i^3) \cdot c_{capac} = \frac{\pi}{6} (D_e^3 - D_i^3) \cdot c_{capac} \quad (4)$$

Materialul folosit de către firmele producătoare este de obicei oțelul slab aliat SA 533, Class 1, Grade B, pentru aceste repere putîndu-se însă folosi și oțelul românesc K 6/A, STAS 2883/3—70. Costurile specifice pentru aceste repere sînt:

$$c_{manta} = 56\,000 \text{ lei/m}^3;$$

$$c_{capac} = 48\,000 \text{ lei/m}^3.$$

— Investiția în plăcile tubulare:

$$I_{PT} = 2 \cdot V_{PT} \cdot c_{PT} = 2 \cdot \frac{\pi}{4} (D_i^2 - n \cdot d_i^2) \cdot s_{PT} \cdot c_{PT} = \frac{\pi}{2} (D_i^2 - n \cdot d_i^2) \cdot s_{PT} \cdot c_{PT}. \quad (5)$$

În general, pentru confecționarea plăcilor tubulare se folosește oțelul slab aliat specificația SA 533, Class 1, Grade B, putîndu-se folosi și oțelul românesc 16Mo3, oțel slab aliat, sudabil și care se poate prelucra ușor la cald. Costul specific pentru această componentă a GA este

$$c_{PT} = 64\,000 \text{ lei/m}^3.$$

Întrucît dimensiunile celorlalte componente ale GA rămîn aproape neschimbate pentru toate variantele considerate și costurile lor sînt foarte mici în comparație cu cele menționate anterior, în calculele considerate acestea au fost neglijate.

Pentru calculul cheltuielilor cu energia de pompare a fost considerat numărul orelor de utilizare anuală a puterii instalate

$$\tau_u = 7000 \text{ h/an}.$$

Cunoscînd pierderile de presiune pe partea de agent primar și pe partea de agent secundar, s-a putut calcula energia de pompare necesară și cheltuielile cu aceasta.

Relația (1) devine astfel:

$$Z_{an} = C + p_{an} \cdot I_{tot} = C + p_{an} \cdot (I_{tevi} + I_{manta} + I_{capac} + I_{PT}). \quad (6)$$

Timpul de execuție pentru o variantă a fost de 1 min, 30 s, iar timpul de execuție pentru cele 20 variante a fost de 30 minute, codul de calcul avînd aproximativ 500 de cartele.

Rezultatele obținute

Intenția autorilor a fost să urmărească modul în care sînt influențate cheltuielile anuale minime de calcul de viteza agentului primar, presiunea agentului secundar și temperatura apei de alimentare. Nu s-a urmărit valoarea absolută a cheltuielilor de calcul tocmai datorită faptului că prețurile, atît ale materialelor cît și ale manufacturii în diversele componente, sînt schimbătoare.

Rularea celor 20 de variante a permis sublinierea mai multor tendințe privind parametrii termohidraulici ai GA.

Cheltuielile anuale minime de calcul variază cu viteza agentului primar pentru fiecare din variantele studiate, așa cum se poate vedea din figura 2.

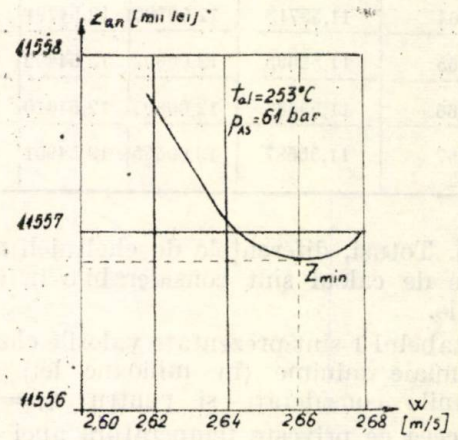


Fig. 2. Variația cheltuielilor anuale minime de calcul în funcție de viteza agentului primar.

În cazul prezentat în figura 2 ($p_{AS} = 61$ bar și $t_{al} = 253°C$), minimul acestor cheltuieli s-a obținut pentru viteza agentului primar de 2,66 m/s.

Pentru diverse presiuni ale agentului secundar, punctele de minim, de genul celui din figura 2, descriu locul geometric din figura 3. Săgeata din figură indică faptul că la creșterea vitezei

agentului primar și a presiunii agentului secundar cheltuielile minime anuale de calcul cresc.

Dacă se urmărește variația vitezei optime cu presiunea pentru aceeași temperatură a apei de alimentare, se constată că aceasta este mică (0,04 m/s pe întreg domeniul de presiuni consi-

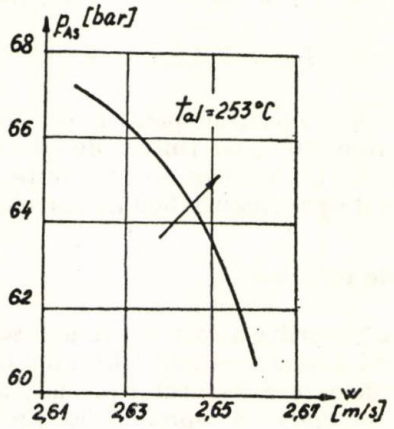


Fig. 3. Valorile optime ale vitezei agentului primar pentru diverse presiuni.

derat). Totuși, diferențele de cheltuieli minime anuale de calcul sînt considerabile în această situație.

Tabelul 1

Variația cu presiunea a cheltuielilor anuale minime de calcul (Z_{an}, în milioane lei) pentru t_{al} = 253 °C

p_{AS} [bar] / w [m/s]	61	63	65	67
2,62	11,55777	12,00750	12,54817	13,21760
2,63	11,55740	12,00720	12,54803	13,21769
2,64	11,55713	12,00700	12,54791	13,21778
2,65	11,55695	12,00692	12,54802	13,21782
2,66	11,55686	12,00693	12,54810	13,21793
2,67	11,55687	12,00695	12,54901	13,21801

În tabelul 1 sînt prezentate valorile cheltuielilor anuale minime (în milioane lei) pentru presiunile considerate și pentru t_{al} = 253°C.

În ceea ce privește temperatura apei de alimentare, aceasta scade odată cu creșterea vitezei optime a agentului primar pentru aceeași presiune a agentului secundar. Se observă, spre exemplu, o schimbare în temperatura de alimentare de la 220 la 253°C pentru o scădere a vitezei agentului primar de 0,1 m/s (vezi fig. 4).

Din punctul de vedere al parametrilor constructivi, se constată că lungimea GA variază foarte mult cu variația presiunii agentului secundar de la 61 la 67 bar (vezi fig. 5).

În schimb, la aceeași presiune, mărirea vitezei cu 0,1 m/s duce la lungirea GA în medie cu 16 cm, ceea ce pentru cazul unei lungimi medii a GA de 10 m reprezintă o creștere de 1,6%.

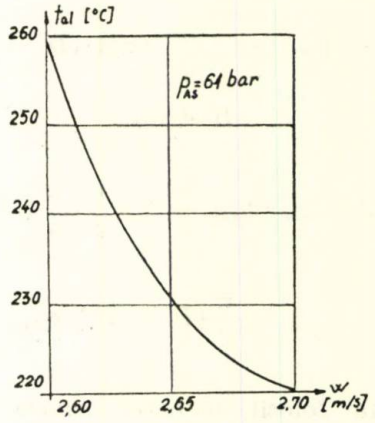


Fig. 4. Variația vitezei optime a agentului primar cu temperatura apei de alimentare pentru aceeași presiune a agentului secundar (p_{AS} = 61 bar).

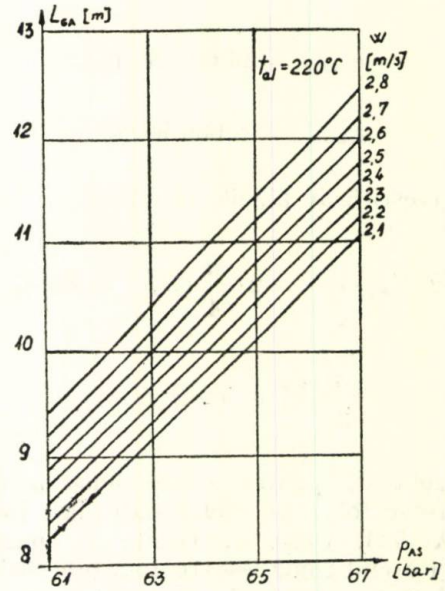


Fig. 5. Variația lungimii GA pentru diferite presiuni ale agentului secundar și diferite viteze ale agentului primar la aceeași temperatură a apei de alimentare.

Pentru vitezele optime ale agentului primar obținute folosind criteriul cheltuielilor anuale minime de calcul, principalele elemente geometrice ale GA astfel proiectate sînt prezentate în tabelul 2 în funcție de presiune, pentru temperatura apei de alimentare t_{al} = 253°C.

Tot din tabelul 2 se poate observa și ponderea cu care intervine economizorul, vaporizatorul și supraîncălzitorul în obținerea lungimii și a suprafeței totale a GA.

Odată cu creșterea presiunii, cresc suprafețele și lungimile acestora, precum și cheltuielile anuale minime.

Tabelul 2

Elementele geometrice optime ale GA proiectate în funcție de presiunea agentului secundar pentru $t_{al} = 253°C$

p_{AS} [bar]	61	63	65	67
w_{optim} [m/s]	2,66	2,65	2,64	2,62
S_{eco} [m²]	2592,680	3020,353	3526,980	4121,238
S_{vap} [m²]	6765,436	7499,221	8455,083	9635,756
$S_{sî}$ [m²]	2341,567	2536,270	2796,243	3060,786
S_{GA} [m²]	11699,683	13055,844	14778,306	16817,780
L_{eco} [m]	1,993	2,323	2,689	3,126
L_{vap} [m]	5,203	5,770	6,411	7,310
$L_{sî}$ [m]	1,800	1,951	2,120	2,322
L_{GA} [m]	8,996	10,044	11,220	12,758
$l_{țevi}$ [m]	247786,7	276508,8	312156,1	356182,5
Z_{min} [mil. lei]	11,55686	12,00693	12,54791	13,21760

Tabelul 3

Variația cheltuielilor anuale minime de calcul, a elementelor geometrice și a randamentului exergetic cu temperatura apei de alimentare pentru aceeași presiune a agentului secundar ($p_{AS} = 65$ bar)

t_{al} [°C]	220	230	240	250	253
w_{optim} [m/s]	2,70	2,68	2,66	2,65	2,64
S_{GA} [m²]	15421,31	15285,70	15019,08	14983,37	14778,30
L_{GA} [m]	11,621	11,446	11,335	11,282	11,220
$l_{țevi}$ [m]	328721,5	323734,7	318088,1	317331,7	312156,1
Z_{min} [mil. lei]	14,91327	14,26987	13,52407	12,77701	12,54791
η_{ex} [%]	93,28	93,51	93,77	93,95	94,00

Pentru aceeași presiune a agentului secundar, temperatura apei de alimentare influențează substanțial asupra cheltuielilor anuale minime de calcul și asupra elementelor geometrice ale GA (vezi tabelul 3).

Calculînd randamentul exergetic pentru $p_{AS} = 65$ bar, $p_{AP} = 165$ bar și temperatura mediului ambiant de 20°C (293°K), se constată că acesta crește odată cu creșterea temperaturii apei de alimentare, creșterea fiind sub 1% pe domeniul considerat (220—253°C) (vezi tabelul 3 și figura 6).

Aceasta ar putea să pară paradoxal, deoarece creșterea temperaturii apei de alimentare determină creșterea exergiei (relația 7) și deci scăderea randamentului exergetic (relația 8):

$$e = i - i_0 - T_0 \cdot (s - s_0) \qquad (7)$$

$$\eta_{ex} = \frac{(e_{ab} - e_{al}) \cdot D_{ab}}{(e_{AP}^{intrare} - e_{AP}^{ieșire}) \cdot D_{AP}} \qquad (8)$$

Pe de altă parte, însă, ridicarea temperaturi apei de alimentare, pentru același debit de căldură furnizat de agentul primar (condițiile în reactorul nuclear nu se modifică), determină creșterea debitului de abur furnizat și deci creșterea randamentului exergetic. Cum cele două influențe se exercită în sens contrar, cea din urmă avînd totuși o pondere mai mare, apare o creștere a randamentului exergetic, dar redusă.

Concluzii

Lucrarea furnizează informații utile proiectantului în ceea ce privește alegerea valorilor optime ale parametrilor termohidraulici și geometrici ai GA cu străbatere forțată.

Dintre parametrii termohidraulici, cea mai mare importanță asupra criteriului cheltuielilor anuale minime de calcul o are temperatura apei de alimentare, urmînd în ordine presiunea

agentului secundar și apoi viteza agentului primar.

Din punctul de vedere al parametrilor geometrici, cea mai mare importanță o are diametrul țevilor, care determină mărimea diametrului mantalei GA și în final lungimea acestuia, pentru o putere dată.

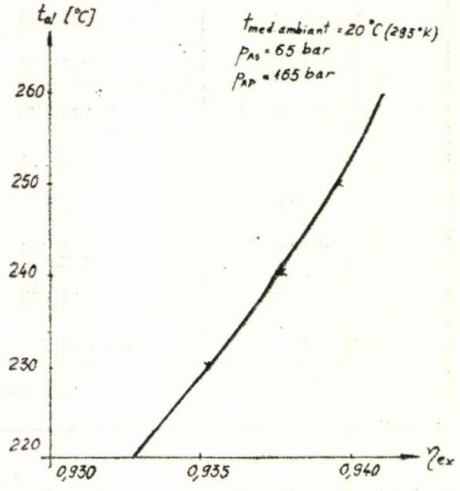


Fig. 6. Variația randamentului exergetic cu temperatura apei de alimentare.

Încercarea de optimizare a construcției GA cu străbatere forțată doar pe baza calculului făcut cu ajutorul codului de calcul prezentat, singur sau în combinație cu un cod de calcul de verificare exactă, ar duce la rezultate care trebuie ulterior analizate din punctul de vedere al optimului întregului ciclu termic și al perechilor de parametri primari, precum și al valorii cheltuielilor de calcul minime pentru întregul echipament din anvelopă, inclusiv aceasta. De-abia după aceste ultime corecturi, valorile absolute ale cheltuielilor anuale minime de calcul pot fi luate în considerare ca atare.

Cu mici modificări, codul de calcul poate fi folosit și pentru calculul schimbătoarelor de căldură apă-apă cu străbatere forțată și schimbare de fază.

Notații

c — costul specific, lei/m sau lei /m³;
d_e — diametrul exterior al țevilor GA, m;
d_i — diametrul interior al țevilor GA, m;
D — debitul de fluid, kg/h;
D_e — diametrul exterior al mantalei GA, m;
D_i — diametrul interior al mantalei GA, m;
e — exergia, kcal/kg;
H — lungimea porțiunii drepte a mantalei GA, m;
i — entalpia, kcal/kg;
I — investiția, lei;
k — coficientul global de schimb de căldură, pe zone, kcal/m² · °C;
l_{tevi} — lungimea totală a țevilor GA, m;
L — lungimea, m;
n — numărul de țevi ale GA;
p — presiunea, bar;
p_{an} — coeficientul de eficiență economică normată a investiției, 1/an;
Q — cantitatea de căldură schimbată pe zone, kcal/h;
s — entropia, kcal/kg. °K;
s_{PT} — grosimea plăcii tubulare, m;
S — suprafața, m²;
T — temperatura absolută, °K;
t_{al} — temperatura apei de alimentare, °C;
V — volumul, m³;
w — viteza agentului primar, m/s;
Z_{an} — cheltuielile anuale de calcul, lei;
α — coeficientul de schimb de căldură prin convecție, kcal/m² · h · °C;
η_{ex} — randamentul exergetic, %;
τ_a — numărul orelor de utilizare anuală a puterii instalate, h/an.

Indici

ab — abur;
AP — agent primar;
AS — agent secundar;
eco — pe economizor;
o — corespunzător mediului ambiant;
PT — referitor la placa tubulară a GA;
si — pe supraîncălzitor;
vap — pe vaporizator.

Bibliografie

[1] Pop, M.G.M., Ursu, E. și Manea, D. *Multiplul de circulație — un criteriu important pentru proiectarea generatoarelor de abur verticale cu circulație naturală din centralele nuclearoelectrice.* În: Energetica, XXIV, nr. 9, 1976.

[2] Tiler, W. P. *Design Basis and Operating Principles of the Pre-heater Steam Generator for Light Water-Pressurized Water Reactors.* Presented at the XIX Nuclear Congress of Rome on Developments of Steam Generators for Nuclear Power Plants, Roma, 21—22 martie 1974.

[3] Pop, M. G. M., Ruiu, A. și Staicu, M.A. *Com. parație între generatoarele verticale de abur cu circulație naturală și forțată pentru sistemele nucleare de producere a aburului tip PWR.* În: Energetica, XXIII, nr. 7—8, 1975.

[4] * * * *Steam; its generation and use.* Babcock & Wilcox, 38 edition, 1972.

[5] Johnson, L.E. *Nuclear Once-Through Steam Generator.* ANS Report, Williamsburg, Virginia, sept. 1970.

[6] Tong, L.S. și Weisman, J. *Thermal Analysis of Pressurized Water Reactors.* American Nuclear Society, 1970.

[7] * * * *Studiu asupra fezabilității generatoarelor de abur pentru CNE.* Studiu ICPET, București, 1973.

[8] Șișchin, E. *Optimizarea ciclurilor termice în CNE cu ajutorul calculatorului.* Seminarul național științific studențesc, IPB, București, 2—3 noiembrie 1974.

[9] Jacob, H. *Heat Transfer.* John Wiley and Sons Inc., New-York, 1965.

[10] Rasohin, I.G. *Paragheneratorie ustanovki atomnih elektrostanții.* Atomizdat, Moscova, 1972.

[11] * * * *ASME-Boiling and Pressure Vessel Code,* Section III, 1974 Edition.

(Articol intrat în redacție la 19 ianuarie 1977)

Regimul chimic alcalin al apei și folosirea hidrazinei

Ing. L. Stanisavlievici

Adaosul de hidrazină ca hidrat de hidrazină $-H_5N_2 \cdot OH-$ în regimul chimic alcalin al apei pentru cazane de presiune înaltă are scopul de a lega oxigenul rezidual dizolvat în apa de alimentare, după degazarea termică. Alcalinizarea se execută prin dozaj de amoniac în soluție diluată, alcalii solizi fiind contraindicați în acest caz.

În regimul chimic neutru al apei nu se dozează nici o substanță alcalină, ci numai oxigen în cantități controlate, sub forma de soluții diluate de apă oxigenată [1].

Adaosurile de hidrazină, de 0,1...0,2 mg/kg, folosite în genere, nu au practic nici o influență asupra valorii *p*H a apei stabilită prin adaos de amoniac. În asemenea concentrații, valorile *p*H ale soluției sînt cu aproximativ 1,5 ordine de mărime mai mici decît cele ale soluției de amoniac de aceeași concentrație (fig. 1).

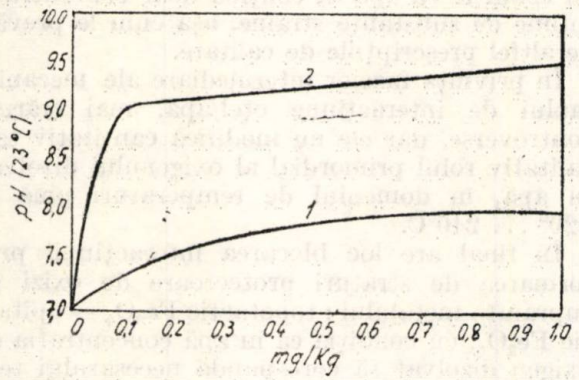


Fig. 1. Valorile *pH* ale soluțiilor diluate de H_4N_2 (*1*) măsurate și de NH_3 (*2*) calculate.

Conductivitatea soluțiilor diluate de hidrazină este și ea mult mai mică decît aceea a soluțiilor de concentrație corespunzătoare de hidroxid de amoniu [2], cum arată curbele din figura 2. Fluctuațiile eventuale ale dozajului nu afectează practic rezultatele controlului de rutină al apei alcalinizate simultan cu hidroxid de amoniu.

Reacția hidrazinei cu oxigenul dizolvat în apă decurge la, rece, foarte încet și este marcantă abia la temperaturi peste 130°C. Intensificarea reacției crește odată cu *p*H-ul apei; la *p*H = = 10 ... 11, ea este maximă, la *p*H = 8 ... 9 viteza de reacție este doar de circa 50% din cea maximă [2]. În partea rece a circuitului termic al apei — cea mai susceptibilă la coroziuni — eliminarea oxigenului, care se consideră în acest procedeu a fi de dorit, nu are loc, de fapt, decît parțial și numai prin hidrazina nedescompusă termic, din condensatul aburului.

Descompunerea termică a hidrazinei decurge conform schemei

$$3H_4N_2 \rightarrow 2NH_3 + N_2$$

Ea depinde de unii factori esențiali; creșterea temperaturii soluției și mărirea timpului de contact cu oxigenul dizolvat accentuează

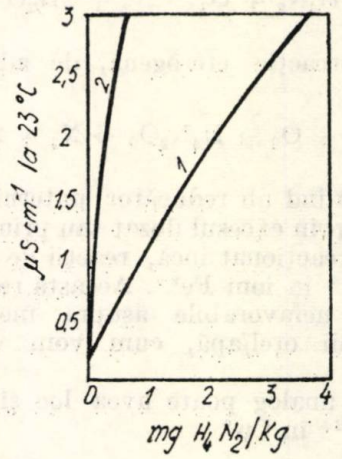


Fig. 2. Conductivitatea soluțiilor diluate de H_4N_2 (*1*) și de NH_3 (*2*).

descompunerea termică; creșterea valorii *p*H, dimpotrivă, frînează descompunerea (figura 3). La temperatura apei din cazanele de presiune înaltă, descompunerea termică totală a hidrazinei necesită drept condiții valori *p*H mai mici sau egale cu 8 și un timp de contact mai mare de 5 minute.

Ca o consecință a caracteristicilor de comportare a hidrazinei pot să apară în exploatare situații aparent neconcordante: controlul analitic al apei poate detecta prezența simultană a unor concentrații de hidrazină și de oxigen liber, datorite reactivității insuficiente în condițiile

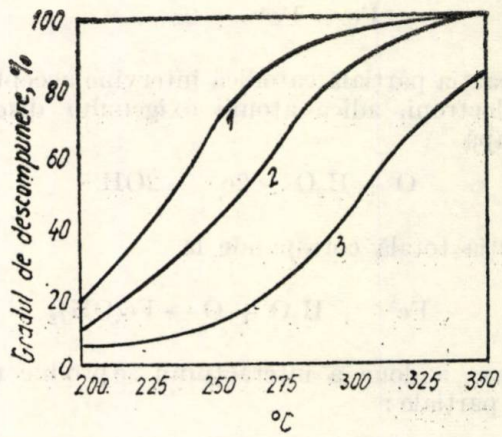


Fig. 3. Descompunerea termică a hidrazinei în soluție, în raport cu p*H*. Timp de ședere 10 minute.
1 — p*H* = 8; *2* — p*H* = 9; *3* — p*H* = 10.

date; în condensatorul aburului sau în condensatul turbinei pot exista concentrații mici de hidrazină, care nu a fost descompusă termic complet.

*

Reacția de combinare a hidrazinei cu oxigenul dizolvat în apă poate fi reprezentată ca o reacție omogenă, de reducere :

$$H_4N_2 + O_2 \rightarrow N_2 + 2H_2O$$

sau ca o reacție eterogenă, de adsorbție de suprafață :

$$H_4N_2 + O_2 \rightarrow H_4N_2O_2 \rightarrow N_2 + 2H_2O$$

Hidrazina fiind un reducător puternic, în soluție au loc, prin excesul dozat sau prin substanța care nu a reacționat încă, reacții de reducere a ionilor Fe^{3+} în ioni Fe^{2+}. Această reducere are implicații nefavorabile asupra mecanismului interacțiunii oțel/apă, cum vom vedea mai departe.

În mod analog poate avea loc și reducerea ionului Cu^{2+} în Cu^{+}

$$4CuO + H_4N_2 \rightarrow 2Cu_2O + N_2 + 2H_2O$$

Reducerea oxidului cupric în oxid cupros nu este de dorit în exploatarea cazanului și a turbinei, deoarece acesta din urmă are tendința de a forma depuneri pe paletele turbinei.

*

Rolul oxigenului dizolvat asupra mecanismului interacțiunii oțel/apă poate fi schematizat în modul următor [4], în condițiile apei de alimentare a cazanelor de presiune înaltă (adică condiții de curgere neturbulentă și concentrații foarte mici în substanțe dizolvate) :

În prima fază a interacțiunii activează sistemul Fe/Fe^{2+} ; reacția parțială anodică — oxidarea ferului în apă — fiind

$$Fe \rightarrow Fe^{2+} + 2e^{-}$$

În reacția parțială catodică intervine acceptorul de electroni, adică atomii oxigenului dizolvat în apă

$$O + H_2O + 2e^{-} \rightarrow 2OH^{-}$$

Reacția totală corespunde la

$$Fe^{2+} + H_2O + O \rightarrow Fe(OH)_2$$

În faza a doua a interacțiunii se produc reacțiile parțiale :

$$2\,Fe^{2+} \rightarrow 2Fe^{3+} + 2e^{-}$$

$$O + H_2O + 2e^{-} \rightarrow 2OH$$

Reacția totală corespunde la :

$$2Fe(OH)_2 + H_2O + O \rightarrow 2Fe(OH)_3$$

Condițiile de temperatură a apei, în sensul creșterii sale, și condițiile de curgere, în ce privește stabilitatea vitezei și a caracterului laminar, dirijează aceste faze; teoretic, ele se pot desfășura la orice temperatură. Pentru exploatare însă este important și factorul timp, care are pondere mare la temperaturi mai scăzute și aproape nu este perceptibil la temperaturi mai ridicate.

Fazele mecanismului de interacțiune pot decurge separat sau se pot suprapune, oxidarea ionilor Fe^{2+} în ioni Fe^{3+} fiind parțială în acest caz :

$$3Fe(OH)_2 + H_2O + O \rightarrow Fe(OH)_2 + Fe(OH)_3$$

La temperaturi peste 220° ... 240°C se formează „spontan", din ionii Fe^{2+}, compusul Fe_3O_4, prin reacții de oxidare parțială de către oxigenul constitutiv al apei sau al aburului, fazele intermediare desfășurîndu-se foarte repede. În interiorul cazanului este deci asigurată formarea stratului protector de oxizi de fier, cu condiția ca apa să conțină doar concentrații infime de substanțe străine, așa cum le prevăd de altfel prescripțiile de calitate.

În privința fazelor intermediare ale mecanismului de interacțiune oțel/apă, mai stăruie controverse, dar ele nu modifică cantitativ sau calitativ rolul primordial al oxigenului dizolvat în apă, în domeniul de temperaturi pînă la 220° ... 240°C.

În final are loc blocarea interacțiunii prin formarea de straturi protectoare de oxizi pe suprafața metalului : topotactic Fe_3O_4 — epitactic Fe_2O_3, cu condiția ca în apă concentrația de oxigen dizolvat să corespundă necesarului teoretic [4], [5]. În acest mod nivelul concentrației în ioni Fe^{2+} scade la valori minime.

Interacțiunea alamă/apă se poate schematiza astfel pentru metalul cupru :

— faza de oxidare (reacția parțială anodică)

$$Cu \rightarrow Cu^{+} + e^{-}$$

și

$$Cu^{+} \rightarrow Cu^{2+} + e^{-}$$

Faza de reducere (reacția parțială catodică) are loc prin oxigenul dizolvat în apa foarte pură (condensatul), care este acceptorul de electroni, și duce, în mod similar cu interacțiunea oțel/apă, la formarea hidroxizilor respectivi de cupru și, în final, la oxidul CuO, care se depun pe metal și blochează interacțiunea alamă/apă.

Se poate admite că oxidul CuO se formează prin oxidarea compusului Cu_2O, și nu din hidroxidul respectiv :

$$Cu_2O + H_2O + O \rightarrow 2CuO + H_2O$$

Dar și această reacție necesită aceeași cantitate de oxigen drept acceptor de electroni cu formarea directă a oxidului CuO prin oxidarea metalului.

Dintre oxizii de cupru formați în faza finală a interacțiunii, numai oxidul CuO prezintă pentru exploatare avantaje ca strat protector; oxidul Cu_2O are, în condiții similare, o solubilitate mai mică în apă și în abur decît oxidul cupric. În consecință el are tendința de a forma depuneri în cazan și pe paletele turbinei.

*

Hidrazina se dozează în apa de alimentare a cazanelor de presiune înaltă pe baza concepției că oxigenul rezidual dizolvat în apă trebuie eliminat complet, pentru a evita „coroziunile" în traseul circuitului termic al apei, în cazan și în circuitul aburului.

Această concepție nu corespunde condițiilor în care au loc interacțiunile dintre metale și apa foarte pură și care trebuie să ducă la formarea straturilor protectoare. Ea nu este în concordanță cu fundamentarea teoretică din acest domeniu, iar experiența de exploatare, de la noi și din alte părți, întărește această afirmație.

Prezența unei concentrații determinată de oxigen dizolvat în apa de alimentare este necesară pentru blocarea interacțiunii metal/apă [6], deoarece această blocare este condiția determinantă pentru evitarea „coroziunilor" pe traseul apei de alimentare și al condensatului. Prin aceasta se evită introducerea în cazan a unor impurități generatoare de neajunsuri, cum și murdărirea aburului produs.

În regimul chimic neutru al apei, valoarea *p*H se menține constantă, iar concentrația oxigenului este coordonată cu ceilalți indici de calitate ai apei.

În regimul chimic alcalin, suprimarea adaosului de hidrazină favorizează substanțial crearea condițiilor necesare blocării interacțiunii metal/apă. Motivele se pot desprinde din cele expuse mai înainte.

Hidrazina dozată apei, combinîndu-se cu oxigenul dizolvat, elimină acceptorul de electroni, singurul care poate îndeplini acest rol, în condițiile date de puritate a apei. Ca urmare, activitatea ionilor Fe^{2+} și Cu^{+} crește. Procesul catodic de reducere a ionilor Fe^{3+} în ioni Fe^{2+} duce și el la mărirea concentrației ionilor Fe^{2+} și Cu^{+}, fazele interacțiunii fiind perturbate. Rezultatul este o concentrație mărită în apă a acestor ioni și un potențial electrochimic negativ sau foarte mic pozitiv. În loc de blocarea interacțiunii metal/apă, apar condiții de instabilitate a metalelor fier și cupru în contact cu apa. Efectul este tocmai contrar celui urmărit și el se manifestă în ansamblul circuitului termic apă-abur-condensat.

În apa cazanului, prezența hidrazinei nedescompusă termic provoacă un potențial redox negativ, care nu se poate combate decît cu adaosuri de alcalii solizi. Măsura nu este recomandabilă pentru cazane cu solicitare termică specifică mare. Suprimarea hidrazinei rezolvă, simplu și sigur, acest neajuns.

Măsurători sistematice efectuate în cadrul activității de cercetare din ICEMENERG, la unele centrale electrice din M.E.E. [7], au confirmat, completîndu-le, considerațiile expuse mai sus. Determinări de potențial electrochimic și de valori *p*H au permis localizarea lor în diagrame electrochimice simplificate, pentru fier și pentru cupru, construite corespunzător condițiilor de concentrații ionice existente în apa de alimentare și respectiv în condensatul aburului. Prin determinări paralele ale indicilor caracteristici principali de calitate, în probele respective de apă, a fost verificat gradul de stabilitate al fenomenelor de interacțiune metal/apă și dependența sa de concentrațiile prezente de hidrazină.

Diagramele electrochimice potențial/*p*H permit să se stabilească dacă în condițiile specifice ale probei de apă, fierul oțelului sau cuprul alamei în contact cu apa sînt sau nu în stare de pasivizare. Adică, dacă interacțiunea metal/apă este blocată sau dacă ea continuă; în acest din urmă caz, metalul intră în soluție, ceea ce echivalează cu fenomenul de coroziune. Asemenea diagrame reprezintă un instrument util de control în exploatare, permițînd conducerea în sensul dorit a regimului chimic al apei, mai ales în regimul chimic neutru, dar și în cazul regimului chimic alcalin. Acesta, de regulă, este determinat și condus pe baza următorilor indici de calitate: valoarea *p*H, conținut în oxigen, fier, cupru, iar în unele exploatări și hidrazină.

Vom analiza semnificația poziției în diagramele electrochimice respective ale valorilor coordonate potențial/*p*H, găsite prin măsurători, coroborate cu concentrațiile de hidrazină determinate în probele cercetate.

Valorile pentru concentrațiile în ioni fier și ioni cupru determinate în probele de apă, prin variația lor și depășirea uneori a limitelor impuse, întăresc aprecierile în ce privește posibilitatea producerii sau a existenței fenomenelor de coroziune a acestor metale, în regimul chimic alcalin al apei cu dozare de hidrazină.

Figura 4 reprezintă diagrama electrochimică potențial/*p*H, simplificată, pentru fier; concentrația ionică a apei de alimentare corespunde la circa 10^{-4} mol/kg (ținînd seama de adaosurile de amoniac și de hidrazină). Ceilalți indici de calitate ai apei sînt fixați de prescripțiile respective, iar valorile *p*H realizate sînt conforme recomandărilor sau experienței exploatării, în vederea asigurării unui nivel de concentrații de ioni fier și cupru cît mai redus în apa de alimentare.

Diagrama, ca atare, este suficient de explicită și nu este cazul de a mai stărui asupra ei; date suplimentare se găsesc în [1] și în literatura de specialitate. Probele de apă au fost prelevate

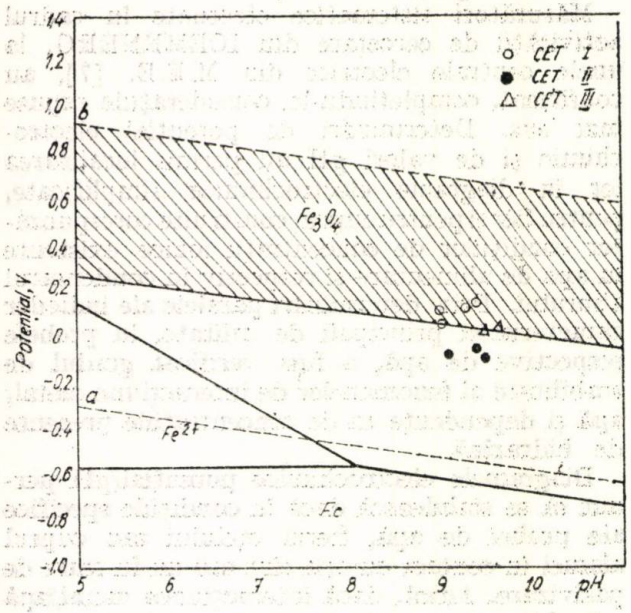


Fig. 4. Diagrama electrotehnică potențial/p*H*, simplificată, pentru fier. Concentrația ionică a apei, în regim chimic alcalin, 10 mol/kg.
Suprafața hașurată corespunde zonei de pasivizare (de stabilitate) a metalului.

din circuitul termic al apei, în zona de temperaturi de circa 160°C (după degazorul termic.)

Să vedem acum în ce măsură sînt asigurate condițiile pentru blocarea interacțiunii oțel/apă.

La centrala I conținutul în hidrazină al apei de alimentare varia între $5 \cdot 10^{-2}$ și $8 \cdot 10^{-2}$ mg/kg, iar valorile *p*H s-au menținut între 9 și 9,4. Măsurătorile de potențial coordonate cu valorile *p*H sînt amplasate spre limita inferioară a zonei de pasivizare, respectiv în afara acesteia. Variații mici în dozajele de amoniac sau de hidrazină pot modifica această amplasare, în sens favorabil sau nu; chiar variații de 10 μg hidrazină/kg influențează valoarea potențialului. În asemenea condiții nu este asigurată în mod continuu blocarea interacțiunii metal/apă. În cazul de față, ca și în cele prezentate mai departe, apare caracterul de labilitate propriu regimului chimic alcalin al apei, supus chiar inițial unei instabilități determinate de dozajul soluțiilor diluate de amoniac și de hidrazină.

La centrala II, apa de alimentare conținea concentrații de hidrazină între $1{,}3 \cdot 10^{-1}$ și $1{,}6 \cdot 10^{-1}$ mg/kg, valorile *p*H fiind situate între 9,1 și 9,4. Potențialul electrochimic are valori negative, iar măsurătorile coordonate sînt amplasate în zona de coroziune a metalului, net sub potențialul Flade (linia *F* din diagramă). Măsurătorile confirmă considerentele teoretice expuse mai înainte: prezența unui reducător — hidrazina — în apa lipsită de săruri și de oxigen, care este în contact cu oțelul-carbon, în condiții de curgere, nu permite blocarea interacțiunii.

La centrala III concentrațiile de hidrazină din apa de alimentare erau de $3 \cdot 10^{-2}$ la $4 \cdot 10^{-2}$ mg/kg, deci mai mici ca la centrala I, valorile *p*H menținîndu-se între 9,5 și 9,6. Măsurătorile de potențial au dat valori pozitive mici și foarte mici. Amplasarea lor în diagramă corespunde limitei zonei de stabilitate a metalului. Rezultatele, în concordanță cu cele obținute la centralele I și II, confirmă că funcționarea chiar la valori *p*H mai mari — neindicate de altfel, din considerente de stabilitate a aliajelor galbene — în prezența hidrazinei nu duce la blocarea interacțiunii oțel/apă. Cauza este tocmai prezența în soluție a unui reducător.

Figura 5 redă diagrama electrochimică potențial/*p*H, simplificată, pentru cupru, în condițiile de concentrație ionică a apei de 10^{-7} mol/kg, corespunzătoare unui condensat de turbină neimpurificat. Diagrama este și ea cunoscută [1] și nu mai insistăm asupra ei.

La centrala II, condensatul conținea concentrații de hidrazină de $4{,}5 \cdot 10^{-3}$ la $7 \cdot 10^{-3}$ mg/kg, valorile *p*H variind de la 9 la 9,35. Potențialul electrochimic are valori pozitive, relativ mici, și poziția lor în diagramă este practic în zona formării complexului cupro-amoniacal, ușor solubil în apă; stabilitatea metalului (alamă) nu este asigurată în aceste condiții.

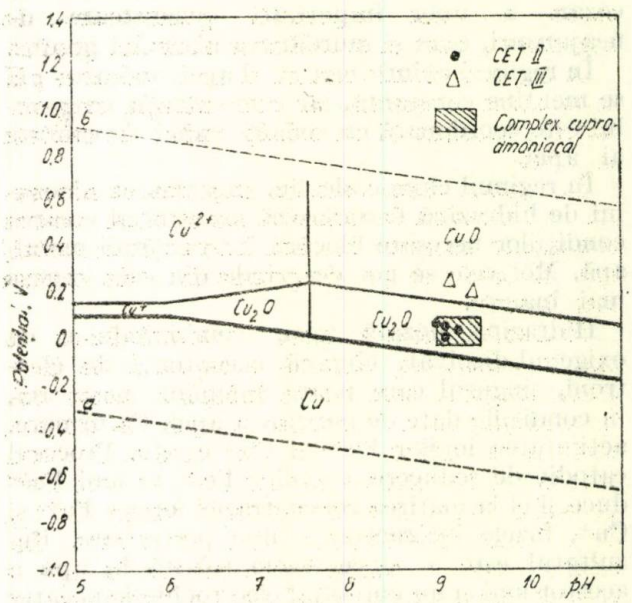


Fig. 5. Diagrama electrochimică potențial/p*H*, simplificată, pentru cupru. Concentrația ionică a apei (condensat) 10 mol/kg.

La centrala III, condensatul era lipsit de hidrazină, valorile *p*H fiind de 9,2 ... 9,3. Potențialul electrochimic este pozitiv, corespunzînd zonei de stabilitate a oxidului CuO. Situa-

ția este favorabilă exploatării, cu condiția ca să poată fi menținută, adică să nu apară hidrazina în condensat.

*

În concluzie, blocarea interacțiunii metal/apă în circuitul termic al apei pentru cazanele de presiune înaltă, în regimul chimic alcalin, impune evitarea dozării unui agent reducător, în speță a hidrazinei, pentru a putea realiza potențialele redox necesare. Oxigenul rezidual dizolvat în apă are o acțiune favorabilă în mecanismul interacțiunii; eliminarea lui intensifică activitatea ionilor Fe^{2+} și Cu^{+} ale metalelor circuitului termic al apei și creează potențiale electronegative. În asemenea condiții nu se pot forma straturi protectoare oxidice și prin apa de alimentare pătrund în cazan, ca impurități, compuși de fier și de cupru, generatori de depuneri și de incidente în exploatare. Hidrazina nu evită „coroziunea" oțelului și a alamei, ci, dimpotrivă, o favorizează.

Potențialul electrochimic al apei sau al condensatului, coordonat cu valoarea *p*H, trebuie să corespundă, în diagramele electrochimice, zonei de stabilitate (de pasivizare) a metalului respectiv.

Controlul chimic din exploatare trebuie să cuprindă, pe lîngă determinările indicilor de calitate prescriși, și măsurători de potențial. Realizarea unor valori pozitive suficient de mari pentru a bloca interacțiunea metal/apă, în regimul chimic alcalin al apei, impune :

— renunțarea la adaosul de hidrazină;

— modificarea valorii *p*H, prin adaos de amoniac, astfel încît potențialul electrochimic să fie amplasat cert în zona de stabilitate a metalului, din diagrama respectivă.

Funcționarea normală a degazorului termic al apei de alimentare rămîne neschimbată.

Aceste măsuri au, în exploatare, efectul că regimul chimic alcalin al apei devine mai stabil, iar concentrațiile în ioni de fier și cupru se mențin mai sigur la valorile minimale impuse de siguranța funcționării agregatelor termomecanice.

În lipsa unor măsurători de potențial electrochimic, regimul chimic al apei va fi condus prin coordonarea rațională a determinărilor analitice de : valoare *p*H, oxigen dizolvat, conținut total în fier și în cupru.

Condițiile pasivizării oțelului și a alamei sînt în parte antagoniste : valorile *p*H mai mari, realizate prin dozare de hidroxid de amoniu, sînt favorabile pentru oțel, dar nu pentru alamă, cum apare și din diagrama simplificată pentru cupru din figura 5. În exploatare se va menține o valoare *p*H a apei care să asigure concomitent concentrațiile cele mai mici de ioni de fier și cupru.

Completarea controlului în exploatare prin măsurători de potențial și folosirea diagramelor electrochimice permit conducerea rațională a regimului chimic alcalin al apei.

În concordanță cu considerațiile teoretice [8], dozarea soluției amoniacale diluate în apa de alimentare se poate executa fie în partea rece a circuitului termic al apei (însă după demineralizarea condensatului), fie în partea caldă, după degazorul termic. Valorile *p*H realizate în partea rece a circuitului sînt în ambele cazuri practic aceleași, cu aceleași cantități de amoniac dozate.

Bibliografie

[1] Stanisavlievici, L. *Regimul chimic neutru al apei.* În : Energetica 23, nr. 2, 1975.

[2] Ulrich, E.A. și Zunke, A. *Das Hydrazin im Kraftwerksbetrieb.* În : Technische Ueberwachung, Bd. 5, nr. 2 și nr. 3, 1964.

[3] Stones, W.F. *The use of hydrazine as an oxygen scavenger in high pressure boilers.* În : Chemistry and Industry, nr. 2, 1957.

[4] Stanisavlievici, L. *Neutrale Fahrweise mit Sauerstoffdosierung.* În : Wärme, 80, nr. 3 (iul.), 1974.

[5] Freier, R.K. *Sauerstoffmangel-Korrosion.* În : Wärme 78, nr. 3 (iul.), 1972.

[6] Bohnsack, G. *Die Bedeutung des Sauerstoffs für den Wasser-Dampf-Kreislauf.* În : VGB-Kraftwerkstechnik, 56, nr. 1, 1976.

[7] * * * *Analiza regimului chimic de funcționare cu corecție alcalină a cazanelor cu parametrii ridicați, din cadrul M.E.E., în vederea introducerii regimului chimic neutru.* ICEMENERG-Lab. Ch. En., București, 1976 (Faza parțială a temei de cercetare).

[8] Stanisavlievici, L. *Alcalinizarea cu amoniac a apei de alimentare a cazanelor.* În : Energetica, 17, nr. 12, 1969.

(Articol intrat în redacție la 28 iunie 1977)

Rolul impurităţilor mecanice asupra evoluţiei calităţii uleiurilor aditivate de turbină

Ing. W. Gooss*)

1. Generalităţi

La turbinele moderne cu abur se întîlnesc în ultimii ani, din ce în ce mai frecvent, uleiuri aditivate, care, prin intermediul circuitelor de ungere şi reglaj, asigură buna funcţionare a turboagregatelor.

Uleiurile întîlnesc în circuitele de ungere o serie de impurităţi care, în general, pot fi împărţite în trei grupe mari, ca :

a) impurităţi care există înaintea punerii în funcţiune (nisip, şpan metalic,diferite impurităţi de montaj) ;

b) impurităţi care ajung din exterior în ulei (praf, apă, ulei de completare murdar) ;

c) impurităţi care se formează în timpul funcţionării agregatului (abraziuni metalice, resturi de vopsea, produse de oxidare).

Impurităţile apar în general cu o frecvenţă şi în concentraţii diferite, prezentînd o compoziţie foarte variată. Diferitele forme de impurificare a uleiurilor şi prezenţa impurităţilor în cele mai diferite locuri de ungere determină în general trei feluri de efecte nedorite, şi anume [1] :

a) căderi spontane ale turbinelor sau avarii ;

b) uzură mărită şi creşterea puterii consumate ;

c) „îmbătrînirea" accelerată şi prematură a uleiului folosit.

Căderi spontane sau avarii pot avea loc atunci cînd impurităţile prezintă dimensiuni mai mari decît fantele de trecere ; uzura creşte dacă impurităţile au un caracter de şlefuire sau o duritate suficient de mare, iar îmbătrînirea uleiului duce prin creşterea viscozităţii la un consum mărit de putere. Un rol important în „îmbătrînirea" prematură a uleiurilor revine abraziunilor metalice, care, datorită suprafeţei lor relativ mari, au un caracter catalitic pronunţat, accelerînd reacţiile de oxidare prin absorbţia accentuată a oxigenului din aer.

Prezentarea succintă a naturii impurităţilor din ulei şi a efectelor acestora scoate clar în evidenţă rolul important al cunoaşterii acestora pentru a putea asigura o funcţionare în bune condiţii a turbinelor ce folosesc, în circuitele de ungere şi de reglaj, uleiuri aditivate.

În general, impurităţile mecanice influenţează nefavorabil testele de performanţă ale uleiurilor aditivate de turbină, ca viteza de dezemulsionare, capacitatea de dezaerare, tendinţa şi stabilitatea spumei, stabilitatea la oxidare, descrise pe larg în literatura de specialitate [2], [3], [4].

2. Stabilitatea la oxidare

În general, impurităţile metalice determină o scădere a rezistenţei la oxidare a uleiurilor. Pentru a putea aprecia acest efect nefavorabil al abraziunilor metalice, ce se găsesc de obicei în uleiurile din exploatare, s-au efectuat serii de oxidări ale unor uleiuri noi, în condiţiile de mai jos :

— cantitatea de ulei	300 ml
— temperatura de oxidare	130°C
— debitul de aer	2 l/h
— catalizator de cupru conform	STAS 8930—71

În urma efectuării a numeroase deformări în aceste condiţii s-a putut obţine (fig. 1) corelarea acidităţii organice cu rezistenţa la oxidare a uleiurilor.

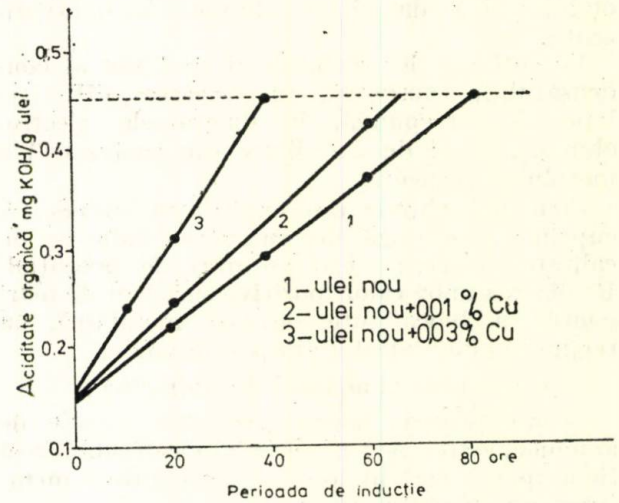


Fig. 1

Aciditatea organică s-a ales drept criteriu pentru aprecierea gradului de oxidare a uleiurilor şi a fost fixată la 0,45 mg KOH/g, valoare apropiată de aciditatea organică limită pentru uleiurile aditivate de turbină din exploatare [5].

După cum rezultă din figura 1, perioadele de oxidare diferă sensibil, funcţie de gradul de impurificare al uleiurilor cu abraziune de cupru. Pentru un ulei neimpurificat aciditatea organică limită a fost atinsă după 80 de ore ; cu un adaos de 0,01% abraziune de cupru, perioada determinării scade la 68 de ore, în timp ce o concentraţie a impurităţii metalice de 0,03% reduce durata experienţei, adică rezistenţa la oxidare a uleiului, la 40 de ore.

Rezultatele experimentale confirmă datele din literatura de specialitate [2], [1], [6] şi subliniază faptul că efectul catalitic al impurităţilor metalice prezintă o importanţă deosebită în stabilirea valorilor-limită admise pentru impurificarea uleiurilor aditivate din exploatare.

*) Ing. Werner Gooss este cercetător ştiinţific principal III la ICEMENERG.

3. Proprietăţile de spumare

Problema determinării influenţei impurităţilor mecanice asupra proprietăţilor de spumare este deosebit de complexă, înglobînd o serie de aspecte, ca gradul de oxidare al uleiurilor, natura, mărimea şi concentraţia impurităţilor.

În vederea stabilirii variaţiei tendinţei de spumare şi a stabilităţii spumei în diferite faze de oxidare, mai multe uleiuri aditivate au fost supuse unor oxidări în condiţiile descrise mai sus.

Fazele de oxidare s-au ales arbitrar, avînd drept criteriu principal scăderea concentraţiei componentei antioxidante a aditivului polifuncţional, determinată prin spectroscopia de absorbţie în I.R. la 3650 cm^{-1} în prisma de LiF [7], [8].

Rezultatele obţinute se pot urmări în tabelul 1, care conţine variaţia unor caracteristici ale uleiurilor aditivate în timpul oxidării.

După cum se poate observa din tabelul 1, tendinţa de spumare nu suferă modificări esenţiale în timpul oxidării, iar spuma formată nu devine stabilă nici în faza IV de oxidare, la care caracteristicile, ca viteza de dezemulsionare, concentraţia de aditiv şi acizii solubili în apă, au atins valori care în exploatare impun schimbarea uleiului.

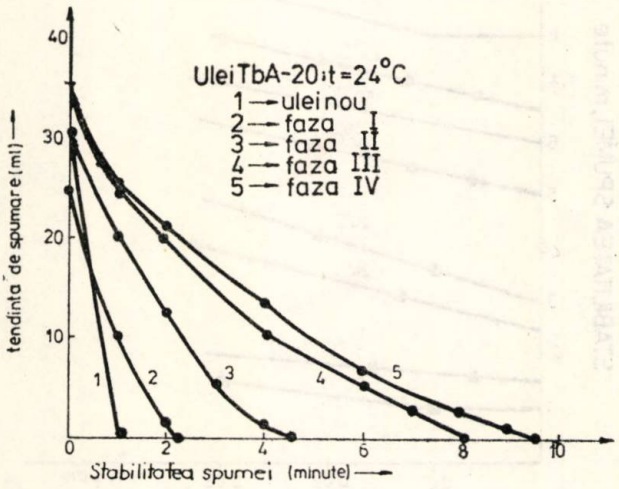


Fig. 2

Variaţia stabilităţii spumei în intervalul celor 10 minute admise de metoda STAS 7423—70, pentru temperatura de 24°C, poate fi urmărită în figura 2.

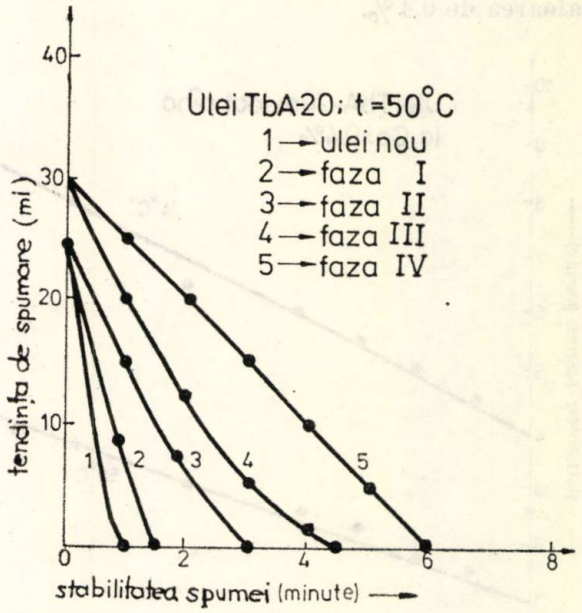


Fig. 3

După cum rezultă din grafic, stabilitatea spumei creşte pe măsură ce gradul de oxidare al uleiului înaintează.

Considerînd temperatura medie a uleiului din agregat de 50°C, s-a urmărit tendinţa de spumare şi stabilitatea spumei şi pentru această temperatură la uleiurile din cele patru faze de oxidare.

Rezultatele obţinute se pot urmări în figura 3.

Ca şi în cazul precedent, se constată o variaţie neesenţială a tendinţei de spumare şi o uşoară creştere a stabilităţii spumei, fără ca limita admisă să fie depăşită.

Figurile 2 şi 3 arată modul în care variază proprietăţile de spumare în timpul oxidării uleiurilor aditivate. Pentru a stabili influenţa impurităţilor asupra caracteristicilor de spumare ale acestor uleiuri, oxidate în laborator în diferite faze, s-a dozat abraziune de cupru în diferite concentraţii în mai multe probe ale

Tabelul 1

Nr. crt.	Denumirea caracteristicilor	Ulei TbA 20	Uleiuri oxidate			
			Faza I	Faza II	Faza III	Faza IV
1	Viscozitatea cinematică la 50°C, cSt	23,22	23,50	24,11	24,30	25,02
2	Acizi solubili în apă	lipsă	lipsă	lipsă	lipsă	slab acid
3	Viteza de dezemulsionare (40 — 3 — 37) ml/minute	7	7	10	20	peste 60
4	Tendinţa şi stabilitatea spumei, ml, la :					
	50°C	25—0	25—0	25—0	30—0	30—0
	24°C	30—0	25—0	30—0	36—0	35—0
5	Concentraţia de aditiv, %	1,64	1,30	0,53	0,4	0,1

uleiurilor. Astfel, în figura 4 se poate urmări modul de variaţie a stabilităţii spumei, determinată la temperaturile de 24°C şi 50°C, pentru probe din faza III de oxidare, în care, conform tabelului 1, concentraţia aditivului a atins valoarea de 0,4%.

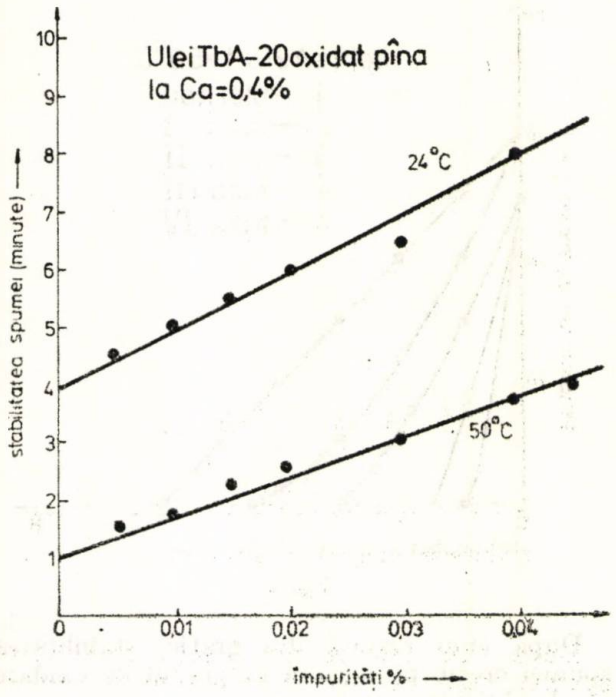


Fig. 4

Întrucît proprietăţile de spumare ale uleiurilor noi nu au fost afectate esenţial chiar la concentraţii ale impurităţilor de 0,05%, care

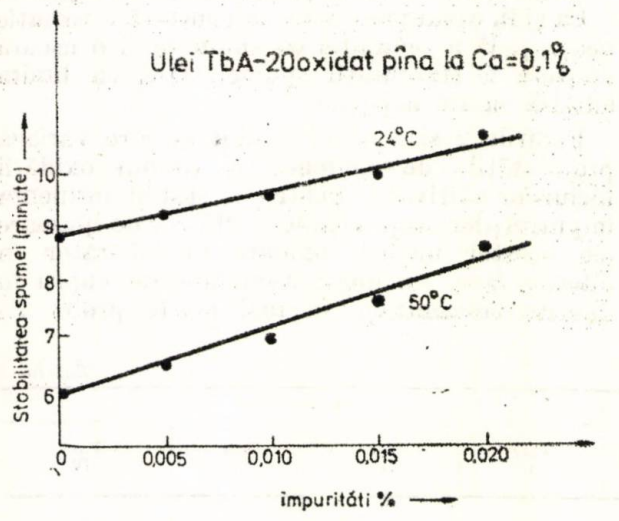


Fig. 5

depăşesc cu mult limita admisă în exploatare [5], atenţia autorului s-a îndreptat către uleiuri ce prezintă un oarecare grad de oxidare.

Prezentarea grafică a stabilităţii spumei funcţie de gradul de impurificare al uleiurilor arată că stabilitatea spumei creşte odată cu mărirea concentraţiei impurităţilor. În timp ce stabilitatea spumei, determinată la 24°C, devine stabilă (adică atinge valoarea de 10′ admisă de RET) la o concentraţie a impurităţilor de aproximativ 0,05%, cea obţinută la 50°C prezintă o stabilitate ce se situează la aproximativ 5 minute, pentru aceeaşi concentraţie a impurităţilor.

Aceste experienţe au fost repetate cu probe de ulei ce au fost oxidate pînă la faza IV, la care concentraţia aditivului a atins valoarea de 0,1%, valoare ce constituie totodată limita pentru uleiurile aditivate din exploatare. Rezultatele obţinute pot fi urmărite în figura 5.

Chiar la acest grad de oxidare, stabilitatea spumei, determinată la 50°C, atinge valoarea limită la o impurificare a uleiului în proporţie de 0,035%. Pentru determinările efectuate la 24°C, spuma devine stabilă în momentul în care concentraţia impurităţilor a depăşit 0,02%.

Întrucît în majoritatea agregatelor se formează depuneri organice, adică produse de

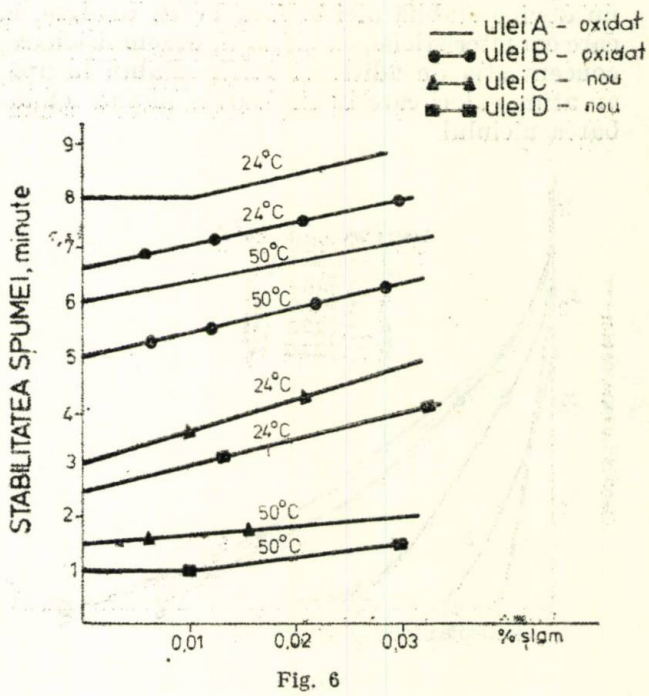


Fig. 6

oxidare rezultate din „îmbătrînirea" uleiurilor în perioada de exploatare, sau în urma impurificării uleiurilor din circuitele de ungere şi reglaj datorită uleiurilor de adaos murdare, sau chiar a neomogenităţii uleiurilor în amestec, întrebarea referitoare la modul în care asemenea depuneri influenţează proprietăţile de spumare ale uleiurilor prezintă interes major.

Pentru a clarifica acest aspect s-a introdus şlam, recoltat dintr-un turboagregat, în uleiuri TbA 20 (ulei C şi ulei D) noi şi parţial oxidate (ulei A şi ulei B), iar rezultatele obţinute pot fi urmărite pe figura 6.

După cum se observă din figura 6, care corelează stabilitatea spumei, determinată la 24°C și 50°C, cu diferitele concentrații de șlam, uleiurile noi sînt foarte puțin afectate de impuritățile organice în privința proprietăților de spumare. Se constată că impurificarea uleiurilor cu șlam organic, în concentrații ce depășesc 0,03%, nu afectează proprietățile de spumare ale uleiurilor aditivate, chiar dacă prezintă un grad mai avansat de oxidare.

La sfîrșitul acestui capitol, care tratează influența impurităților asupra proprietăților de spumare ale uleiurilor aditivate de turbină, sînt analizate unele uleiuri ce funcționează în turboagregate. Deoarece uleiurile TbA 20 s-au dovedit în unele cazuri insuficient protejate în privința proprietăților de spumare, se va urmări modul în care impuritățile mecanice influențează tendința de spumare și stabilitatea spumei unor uleiuri de tip TbA 20, folosite în agregatele arătate în tabelul 2.

Tabelul 2

Ulei Tba 20 din agregate	% aditiv
TA—3 Govora	1,1
TA—1 Galați	0,8
TA—2 Galați	0,88
TA—4 Galați	1,04
TG—5 București-Sud	1,45
TA—4 Pitești	1,2

În figura 7 se poate urmări variația tendinței de spumare și a stabilității spumei pentru un ulei TbA 20, care funcționează la CET Govora.

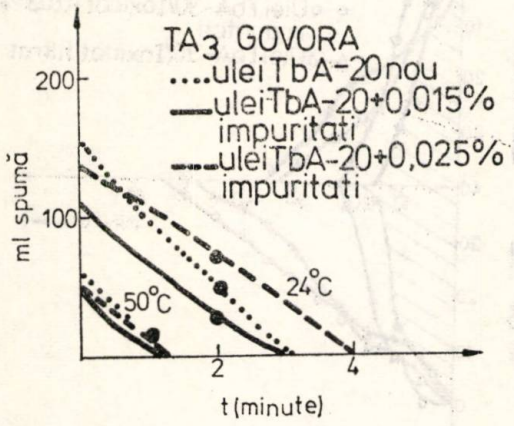


Fig. 7

La temperatura de 50°C nu se constată modificări notabile ale proprietăților de spumare la cele două concentrații de impurități folosite pentru experimentare. La 24°C stabilitatea spumei crește proporțional cu gradul de impurificare, dar la concentrații ale impurităților ce depășesc limita admisă în exploatare, stabilitatea se situează sub 5 minute.

Uleiurile aditivate TbA 20 care funcționează în agregatele din CET Galați pot fi urmărite în figurile 8 și 9.

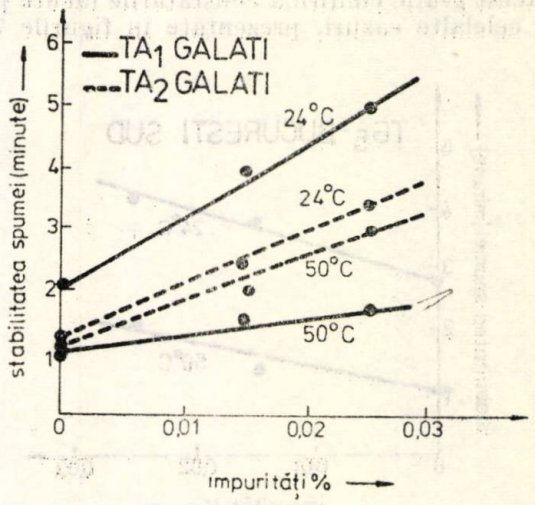


Fig. 8

În figura 8 se observă că uleiurile TbA—20 din TA—1 și, respectiv, TA—2 prezintă o tendință de creștere a stabilității spumei, funcție de mărirea concentrației impurităților — mai lină pentru proprietățile de spumare determinate la 50°C și mai accentuată la 24°C. Și în acest caz, uleiurile suportă, înainte ca spuma să devină stabilă, o impurificare ce depășește cu mult limita admisă în exploatarea uleiurilor aditivate.

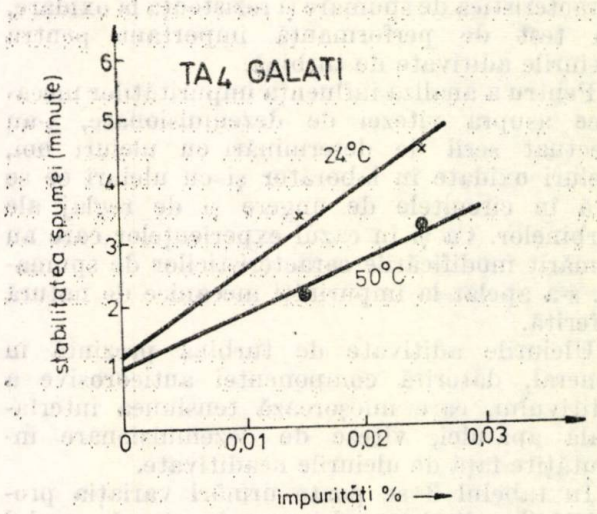


Fig. 9

Experiența a fost repetată pentru un ulei TbA—20 din TA—4 — CET Galați și prezentată în figura 9. Se constată de asemenea o ușoară creștere a stabilității spumei, mai sensibilă la 24°C, fără ca să atingă valoarea-limită

chiar dacă impurităţile depăşesc concentraţia de 0,03%.

Comportarea uleiului TbA—20 din TG—5 — Bucureşti-Sud, la diferite grade de impurificare, poate fi urmărită în figura 10.

Acest grafic confirmă constatările făcute pentru celelalte cazuri, prezentate în figurile 7, 8

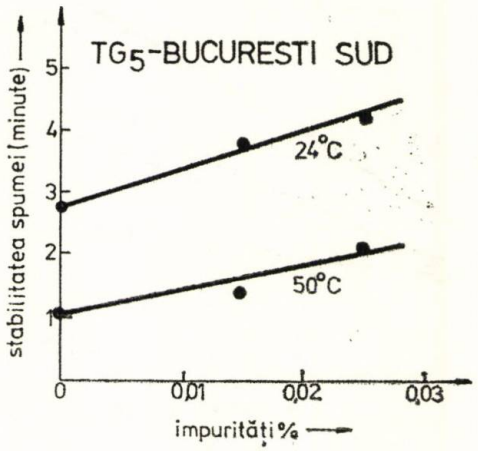


Fig. 10

şi 9; influenţa impurităţilor mecanice asupra stabilităţii spumei este neesenţială la 50°C şi mai accentuată la temperatura de 24°C. Nici în acest caz impurificarea uleiului pînă la limita admisă în exploatare nu duce la stabilitatea limită a spumei.

4. Proprietăţile de dezemulsionare

Viteza de dezemulsionare constituie, ca şi caracteristica de spumare şi rezistenţa la oxidare, un test de performanţă important pentru uleiurile aditivate de turbină.

Pentru a analiza influenţa impurităţilor mecanice asupra vitezei de dezemulsionare, s-au efectuat serii de determinări cu uleiuri noi, uleiuri oxidate în laborator şi cu uleiuri ce se află în circuitele de ungere şi de reglaj ale turbinelor. Ca şi în cazul experienţelor care au urmărit modificările caracteristicilor de spumare, s-a apelat la impurităţi mecanice de natură diferită.

Uleiurile aditivate de turbină prezintă în general, datorită componentei anticorosive a aditivului, care micşorează tensiunea interfacială apă-ulei, viteze de dezemulsionare înrăutăţite faţă de uleiurile neaditivate.

În tabelul 3 se poate urmări variaţia proprietăţilor de dezemulsionare funcţie de gradul de impurificare, pentru un ulei nou TbA—20. Se observă o uşoară creştere a timpului de separare a fazelor emulsionate odată cu creşterea concentraţiei abraziunii de cupru adăugate.

În cele ce urmează vor fi redate trei uleiuri oxidate parţial în laborator în condiţiile descrise la par. 2.

Tabelul 3

Denumirea caracteristicii	Impurităţi mecanice, %				
	0	0,005	0,01	0,15	0,02
Timp de dezemulsionare (40—3—37 ml), minute	2	2	3	5	11

După cum se observă din figurile 11, 12 şi 13, toate cele trei uleiuri destinate circuitelor de ungere şi de reglaj ale diferitelor turbine din

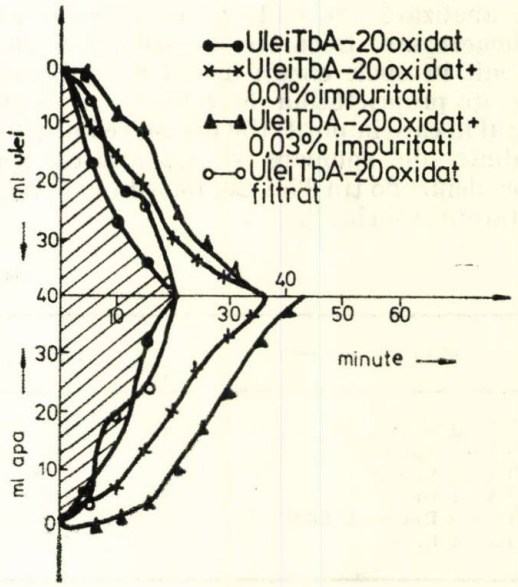


Fig. 11

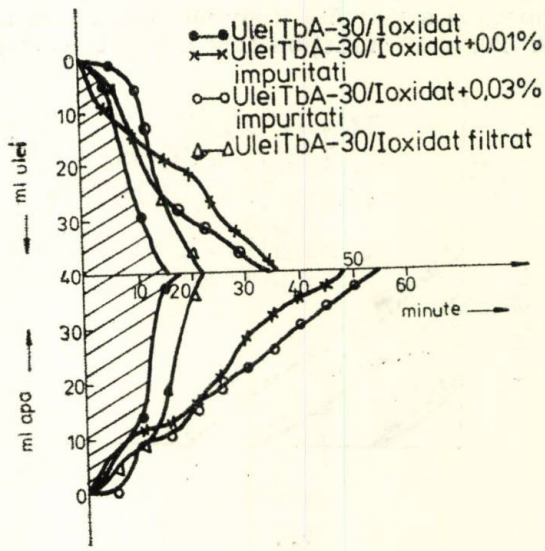


Fig. 12

ţară sînt sensibil influenţate de impurităţi mecanice adăugate sub formă de abraziune de cupru.

Creşterea timpilor de separare ai fazelor emulsionate este proporţională cu înaintarea

impurificării, dar se observă că în toate cazurile proprietăţile iniţiale de dezemulsionare pot fi redobîndite după ce uleiurile impurificate au fost recondiţionate fizic prin filtrare.

Experienţa a fost extinsă şi pentru unele uleiuri ce funcţionează în diferite turboagregate.

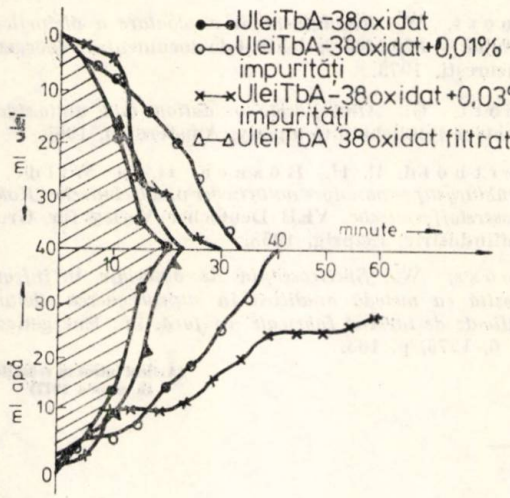


Fig. 13

Variaţia timpilor de dezemulsionare a două uleiuri TbA—20, care funcţionează în TA—2 şi TA—3 Govora, funcţie de gradul de impurificare al acestora, poate fi urmărită în figurile 14 şi 15.

În ambele cazuri se constată o creştere a timpilor de dezemulsionare funcţie de concentraţia impurităţilor metalice, dar chiar la o con-

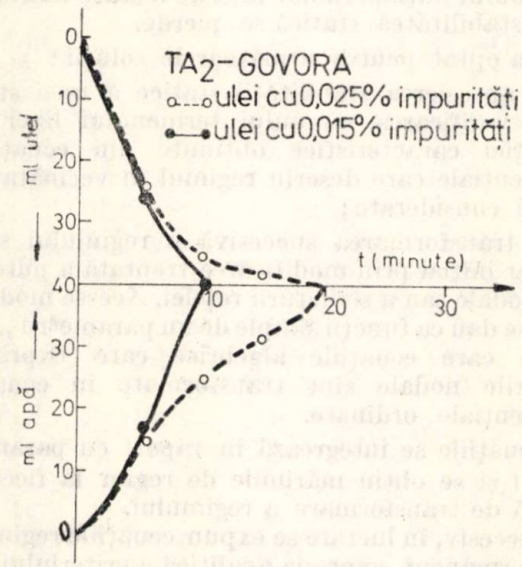


Fig. 14

centraţie de 0,03% a impurităţilor timpul de dezemulsionare nu a crescut într-atîta încît să nu permită dezemulsionarea uleiurilor, în cele 60 de minute admise.

Situaţia se schimbă radical odată cu modificarea naturii impurităţilor. Dacă se dozează şlam, care s-a recoltat de pe sitele rezervorului unei turbine, înrăutăţirea proprietăţilor de dezemulsionare ale uleiurilor este mult mai

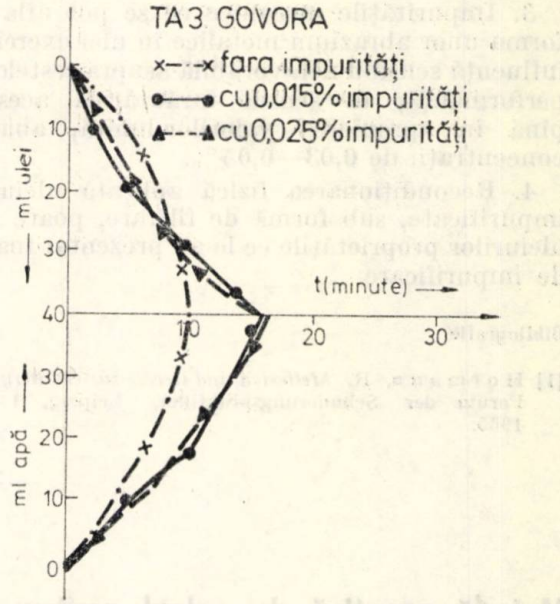


Fig. 15

pregnantă. Tabelul 4 reliefează foarte bine diferenţa influenţei exercitate de impurităţile din circuitele de ungere ale turbinelor, funcţie de natura lor.

Tabelul 4

Denumirea probei	Timpul de dezemulsionare (40—0—40), minute					
	Abraziune metalică, %			Şlam din circuit, %		
	0	0,01	0,03	0	0,01	0,03
Ulei A	19	21	22	19	36	42
Ulei B	16	20	22	16	48	55
Ulei C	20	20	28	20	38	60

După cum se poate observa din tabelul 4, şlamul, care constituie un amestec de abraziune metalică, produse de oxidare precipitate din masa de ulei, praf şi apă, reduce cu mult tensiunea interfacială apă-ulei şi, în comparaţie cu abraziunea de cupru ce s-a adăugat în ulei, măreşte mult mai sensibil timpii de separare a emulsiilor formate, atingînd în cazul uleiului C, la o concentraţie de 0,03% a şlamului, valoarea-limită admisă pentru uleiurile din exploatare.

Concluzii

1. Din cercetările efectuate rezultă că impurităţile din circuitele de ungere şi de reglaj influenţează nefavorabil proprietăţile de spuma-

re, de dezemulsionare, ca și rezistența la oxidare a uleiurilor aditivate de turbină.

2. Modul de variație a caracteristicilor de mai sus depinde de natura și concentrația impurităților, ca și de gradul de oxidare al uleiurilor.

3. Impuritățile mecanice ce se pot afla sub forma unor abraziuni metalice în ulei exercită o influență sensibil nefavorabilă asupra testelor de performanță, în sensul înrăutățirii acestora pînă în apropierea valorilor-limită, abia la concentrații de 0,03—0,05 %.

4. Recondiționarea fizică aplicată uleiurilor impurificate, sub formă de filtrare, poate reda uleiurilor proprietățile ce le-au prezentat înainte de impurificare.

Bibliografie

[1] Hofmann, R. *Methoden und Geräte zur Ölfilterung. 4.* Forum der Schmierungspraktiker, Leipzig, 1.—2.4. 1965.

[2] Hubmann, A., Pass, F. și Lanik, A. În: Erdöl und Erdgas Zeitschrift, 87, mai-iunie 1971.

[3] Gooss, W. *Criterii noi utilizate în aprecierea calității uleiurilor aditivate de turbină.* În: Construcția de mașini, nr. 12, 1976, p. 610.

[4] Nieschlag, H. J., Hagemann, J.W. și Rothfus, J.A. *Rapid thermogravimetric estimation of oil stability.* În: Anal. Chem. 44, nr. 14, dec. 1974, p. 2215.

[5] Gooss, W. *Regulament de exploatare a uleiurilor de turbină — PE 214/73.* Centrul de documentare energetică, București, 1973.

[6] Scott, G. *Atmospheric oxidation and antioxidants.* Elsevier Publishing Company, Amsterdam, 1965.

[7] Berthold, P. H., Rösner, H. și Wilde, G. *Strukturgruppenanalyse natürlicher und technischer Kohlenwasserstoffgemische.* VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1968.

[8] Gooss, W. *Spectroscopia de absorbție în infraroșu folosită ca metodă analitică în supravegherea uleiurilor aditivate de turbină fabricate în țară.* În: Energetica 24 nr. 6, 1976, p. 183.

(Articol intrat în redacție în august 1977)

Metodă practică de calcul pentru studiul stabilității statice a sistemelor electroenergetice complexe

Ing. **J. Constantinescu**
și ing. **Mariana Homoș***)

1. Considerații generale

Stabilitatea statică a sistemelor electroenergetice se studiază cu ajutorul ecuațiilor care descriu funcționarea sistemului în regim permanent sau prin utilizarea ecuațiilor sistemului în regim de oscilații mici.

Cele două categorii de metode se completează reciproc în studiile practice.

Metodele care utilizează ecuațiile regimului permanent corespund ipotezei simplificatoare după care pierderea stabilității se poate produce numai prin variații aperiodice ale mărimilor de regim.

Metodele care utilizează ecuațiile sistemului în regimuri de mici oscilații sînt principial riguroase și, în asociere cu scheme de calcul reduse ale sistemului, se folosesc pentru alegerea structurii și parametrilor sistemelor de reglare ale mașinilor sincrone.

Procedeul de calcul expus aparține primei categorii de metode. Acestea permit o reducere substanțială a volumului de calcule, se pot aplica la analiza sistemelor complexe și oferă indicații practice asupra stabilității regimurilor permanente ale sistemelor electroenergetice.

Algoritmul general de calcul trebuie să ofere răspunsuri la următoarele două probleme:

— verificarea stabilității statice a unei anumite stări a regimului sistemului electroenergetic;

— determinarea „depărtării" (sau rezervei) regimului inițial studiat față de o stare limită la care stabilitatea statică se pierde.

S-a optat pentru următoarele soluții:

— aprecierea stabilității statice a unei stări prin verificarea semnului termenului liber al ecuației caracteristice obținute din ecuațiile diferențiale care descriu regimul în vecinătatea stării considerate;

— transformarea succesivă a regimului staționar inițial prin modificarea treptată a puterilor nodale sau a structurii rețelei. Aceste modificări se dau ca funcții simple de un parametru „t", după care ecuațiile algebrice care exprimă puterile nodale sînt transformate în ecuații diferențiale ordinare.

Ecuațiile se integrează în raport cu parametrul t și se obțin mărimile de regim la fiecare etapă de transformare a regimului.

Succesiv, în lucrare se expun ecuațiile regimului permanent, expresia analitică a criteriului de stabilitate statică, metodologia pentru obținerea regimurilor limită din punct de vedere al stabilității statice și procedeul de selecție a centralelor la care, prin variația mărimilor de regim, sistemul se aduce rapid în regimuri limită.

*) Ing. Jean Constantinescu lucrează în cadrul Laboratorului de sisteme electroenergetice din ICEMENERG; ing. Mariana Homoș lucrează la I.P. București.

2. Ecuațiile regimului permanent al sistemului electroenergetic

Ecuațiile exprimă bilanțul de putere la noduri și sînt de forma :

$$\sum_j P_{ij} - \sum_{gi} P_{gi} - P_{ci} = 0 \qquad (1)$$

$$\sum_j Q_{ij} - \sum_{gi} Q_{gi} - Q_{ci} = 0 \qquad (2)$$

$$i = 1, \ldots, n$$

unde :

n este numărul de noduri ale rețelei. Se presupune că în fiecare nod i se conectează o sarcină complexă și g_i generatoare. Unghiurile tensiunilor se măsoară în raport cu fazorul tensiunii nodului 1.

P_{ij}, Q_{ij} — componente ale puterilor active și reactive transmise prin rețea nodului vecin j (inclusiv nodul pămînt ales ca referință),

$$P_{ij} = U_i U_j (G_{ij} \cos \theta_{ij} + B_{ij} \sin \theta_{ij}) \qquad (3)$$

$$Q_{ij} = U_i U_j (G_{ij} \sin \theta_{ij} - B_{ij} \cos \theta_{ij}) \qquad (4)$$

$$\theta_{ij} = \theta_i - \theta_j \qquad (5)$$

P_{ci}, Q_{ci} — puterea activă și reactivă consumată în nodul i. Depinde de tensiunea nodului i, după caracteristica sa statică. Următoarele relații de dependență dintre sarcini și tensiune corespund recomandărilor din [1], [3], [7], [12], [13], [14] :

$$P_{ci} = P_{0ci}[p_{ci}(U_i/U_{0i})^0 + (1 - p_{ci})(U_i/U_{0i})^2] \qquad (6)$$

$$Q_{ci} = Q_{0ci}[q_{ci}(U_i/U_{0i})^0 + (1 - q_{ci})(U_i/U_{0i})^2] \qquad (7)$$

$$0 \leqslant \{p_{ci}, q_{ci}\} \leqslant 1$$

Cu indicele 0 s-au notat valorile mărimilor dintr-un regim inițial, cunoscut.

Termenii care depind de pătratul tensiunii se introduc în P_{ij}, Q_{ij} (rezultînd P'_{ij}, Q'_{ij}), scriind :

$$G'_{ii} = G_{ii} - (1 - p_{ci}) \cdot P_{0ci}/U_{0i}^2 \qquad (8)$$

$$B'_{ii} = B_{ii} + (1 - q_{ci}) \cdot Q_{0ci}/U_{0i}^2 \qquad (9)$$

relațiile (6) și (7) devenind :

$$P'_{ci} = p_{ci} \cdot P_{0ci} \qquad (10)$$

$$Q'_{ci} = q_{ci} \cdot Q_{0ci} \qquad (11)$$

Observație. Se obțin dependențe aproximativ liniare între puteri și tensiune dacă $p_{ci} = q_{ci} = 0{,}5$.

P_{gi}, Q_{gi} — puterile active și reactive, injectate în nodul i de generatorul g. Dacă se neglijează rezistențele circuitelor electrice și neuniformitatea rotorului, acestea sînt descrise de relațiile :

$$P_{gi} = (E_{gi} \cdot U_i / X_{gi}) \sin \delta_{gi} \qquad (12)$$

$$Q_{gi} = (E_{gi} \cdot U_i / X_{gi}) \cos \delta_{gi} - U_i^2 / X_{gi} \qquad (13)$$

în care s-au notat cu

X_{gi} — suma dintre reactanța sincronă sau echivalentă a generatorului g_i și reactanța transformatorului de legătură cu nodul i.

E_{gi} — t.e.m. din spatele reactanței X_{gi}, proporțională cu tensiunea de excitație. Se face ipoteza că între două stări distincte ale regimului sistemului variază cu tensiunea de la barele centralei după o relație de forma :

$$E_{gi} = E_{f0gi} + K_{gi}(U_{0i} - U_i) \qquad (14)$$

K_{gi} — coeficientul de amplificare absolut al sistemului de reglaj al tensiunii ;

E_{f0gi}, U_{0i} — valori inițiale, cunoscute ale t.e.m. de excitație și tensiunii nodului i ;

δ_{gi} — unghiul dintre fazorii E_{gi} și U_i.

Unghiul tensiunii nodului 1 fiind fixat la o valoare de referință, sistemul format de ecuațiile (1) și (2) rezultă nedeterminat. Nedeterminarea se înlătură prin extragerea din sistem a ecuației (1) corespunzătoare acestui nod, lăsîndu-se liberă variația puterii active totale injectate.

3. Verificarea stabilității statice

Starea sau regimul de funcționare a unui sistem electroenergetic este caracterizată prin valorile pe care le au la un moment dat p variabile de stare $x = (x_1, \ldots, x_p)$ și se descrie cu un sistem de p ecuații diferențiale de ordinul întîi de formă normală :

$$\frac{dx_i}{dt} = X_i(x_1, \ldots, x_p, t), \qquad (15)$$

în care funcțiile neliniare X_i nu depind explicit de variabila temporală t.

Un punct de echilibru (staționar) al acestor ecuații definit prin constanta în timp a variabilelor de stare

$$\frac{dx_i}{dt} = 0, \quad (i = 1, \ldots, p) \qquad (16)$$

are coordonatele egale cu soluţia sistemului.

$$X_i(x_1, \ldots, x_n) = 0, \quad (i = 1, \ldots, n) \quad (17)$$

În (17) au dispărut variabilele care intervin numai în regimul tranzitoriu al generatoarelor.

Fiind neliniar, sistemul (17) are mai multe soluţii, corespunzătoare unui număr egal de stări de echilibru.

Problema stabilităţii unei stări de echilibru constă în verificarea revenirii în poziţia iniţială după o variaţie temporară şi ipotetică a unei mărimi de stare. Un test cu o semnificaţie fizică mai evidentă se efectuează prin modificarea temporară a unuia dintre aşa-zişii parametri fixaţi ai regimului. În cazul analizei stabilităţii statice, perturbaţia trecătoare este de mărime infinitezimală.

În ipoteza neglijării oscilaţiilor proprii ale sistemului (pierderea stabilităţii sale putîndu-se face numai prin variaţii aperiodice ale variabilelor de stare) se demonstrează că

A. 1. starea de echilibru este stabilă dacă termenul liber al ecuaţiei caracteristice corespunzătoare sistemului obţinut prin liniarizarea lui (15) are acelaşi semn şi pentru o stare cunoscută ca fiind stabilă [3], [10];

A. 2. termenul liber al ecuaţiei caracteristice este identic cu determinantul matricei de coeficienţi ai sistemului obţinut prin liniarizarea ecuaţiilor (17 [6], [9].

Notînd cu x mulţimea variabilelor U şi θ, ecuaţiile (1) corespund ecuaţiilor neliniare (17). Prin liniarizarea acestora în jurul stării de echilibru analizate se obţine :

$$\sum_j \Delta P'_{ij} - \sum_{gi} \Delta P_{gi} - \Delta P'_{ci} = 0 \quad (18)$$

$$\sum_j \Delta Q'_{ij} - \sum_{gi} \Delta Q_{gi} - \Delta Q'_{ci} = 0 \quad (19)$$

cu

$$\begin{aligned} \Delta P'_{ci} &= 0 \\ \Delta Q'_{ci} &= 0 \end{aligned} \quad (20)$$

De asemenea se admite ipoteza după care puterile active produse de generatoare nu sînt modificate de reglaj, respectiv :

$$\Delta P_{gi} = 0 \quad (21)$$

Din relaţiile (12) şi (14) se obţin succesiv,

$$\begin{bmatrix} 0 \\ \Delta Q_{gi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J^1_{gi} & J^2_{gi} \\ J^3_{gi} & J^4_{gi} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta\delta_{gi} \\ \Delta U_i \end{bmatrix} \quad (22)$$

$$\Delta Q_{gi} = [J^4_{gi} - (J^3_{gi} \cdot J^2_{gi}/J^1_{gi})]\Delta U_i = J^5_{gi} \Delta U_i \quad (23)$$

unde

$$J^5_{gi} = (E_{gi} - K_{gi} U_i)/(X_{gi} \cos \delta_{gi}) - 2U_i/X_{gi}$$

Procedînd similar, din (3) şi (4), se obţine

$$\begin{bmatrix} \Delta P'_{ij} \\ \Delta Q'_{ij} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J^1_{ij} & J^2_{ij} \\ J^3_{ij} & J^4_{ij} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta\theta_j \\ \Delta U_j \end{bmatrix} \quad (24)$$

expresiile pentru calculul coeficienţilor J_{ij} fiind trecute în anexa 1. Avînd în (20), (23) şi (24) expresiile abaterilor mici ale puterilor, se scrie forma completă a sistemului de ecuaţii liniarizate :

$$\begin{bmatrix} 0 \\ \vdots \\ 0 \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \boxed{1} & & \boxed{i} & & \boxed{n} & \\ A_{11} \ldots & J^3_{1i} & J^4_{1i} \ldots & J^3_{1n} & J^4_{1n} & \boxed{1} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \\ J^2_{i1} & J^1_{ii} & J^2_{ii} & J^1_{in} & J^2_{in} & \\ \ldots & & \ldots & & & \boxed{i} \\ J^4_{i1} & J^3_{ii} & A_{ii} & J^3_{in} & J^4_{in} & \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \\ J^2_{n1} & J^1_{ni} & J^2_{ni} & J^1_{nn} & J^2_{nn} & \\ \ldots & & \ldots & & & \boxed{n} \\ J^4_{n1} & J^3_{ni} & J^4_{ni} & J^3_{nn} & A_{nn} & \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta U_1 \\ \Delta\theta_i \\ \Delta U_i \\ \Delta\theta_n \\ \Delta U_n \end{bmatrix} \quad (25)$$

unde

$$A_{ii} = J^4_{ii} + \sum_{gi} J^5_{gi} \quad (26)$$

Revenind la notaţia simbolică, sistemul liniar (25) cu $2n - 1$ ecuaţii şi un număr egal de variabile se scrie

$$0 = J_x \cdot \Delta x, \quad (27)$$

unde

$$\Delta x = (\Delta x_1, \ldots, \Delta x_{2n-1})$$

$Jx = \dfrac{\partial X}{\partial x}$ este matricea jacobian asociată sistemului format de ecuaţiile (1) şi (2).

Conform afirmaţiilor de la pct. A. 1 şi A. 2, condiţia de stabilitate statică este îndeplinită dacă

$$\text{semn } \{\det. Jx\} = \text{semn } \{\det. J_{xe}\} \quad (28)$$

unde X_e reprezintă vectorul variabilelor U şi θ corespunzătoare unei stări (regim) static stabile.

Pentru obţinerea unor indicatori cantitativi cu care să fie apreciată „rigiditatea" stărilor sistemului, analiza trebuie raportată la o stare caracterizată printr-o stabilitate statică cît mai favorabilă.

În [1 — cap. 22.6] se face o analiză sistematică a informaţiilor pe care le oferă valorile relative ale criteriilor practice şi în special criteriul dQ/dU.

În acest caz, starea cea mai favorabilă a regimului sistemului (la care se face raportarea)

corespunde situației în care derivata devine egală cu suma curenților de scurtcircuit trifazat ai generatoarelor echivalente conectate la nodul cu tensiunea U.

Această stare se obține atunci cînd generatoarele (echivalente sau reale) au t.e.m. în fază cu fazorul tensiunii U, fiind deci complet descărcate de sarcina activă.

Raportul dintre valoarea criteriului dQ/dU, corespunzător stării analizate, și curentul total de scurtcircuit trifazat poate servi la compararea diverselor regimuri între ele sau la stabilirea poziției unui regim față de limitele posibile ale regimurilor nodului.

O interpretare similară poate fi făcută și pentru indicatorul reprezentat de valoarea termenului liber al ecuației caracteristice $\det \cdot Jx$, la calculul căreia s-au utilizat toate derivatele puterilor în raport cu toate tensiunile și unghiurile.

Valoarea raportată a criteriului

$$\Delta_r = \frac{Jx(\delta, \theta)}{Jx(\delta = \theta = 0)} \tag{29}$$

este pozitivă dacă regimul analizat este stabil.

Un studiu teoretic aprofundat asupra semnificației unui indicator similar se reprezintă în [17].

4. Determinarea regimurilor-limită din punct de vedere al stabilității statice

Transformarea succesivă a regimului permanent inițial

Trecerea sistemului electroenergetic de la o stare inițială cunoscută ca stabilă către o stare limită (sau critică) se execută prin introducerea unor condiții de înrăutățire care constau în aplicarea de „perturbații" cu caracter permanent asupra uneia sau mai multora din mărimile :

— puteri active generate și consumate ;

— puteri reactive consumate ;

— puteri reactive generate (operație realizată prin variația t.e.m. a generatoarelor „perturbate", verificînd de fiecare dată stabilitatea statică a regimului permanent care rezultă).

Variațiile de puteri impuse în diversele puncte ale sistemului se preiau după cum urmează :

— cele de putere activă, de către un număr specificat de generatoare reale sau echivalente ;

— cele de putere reactivă, de către toate generatoarele sistemului și prin autoreglarea sarcinilor reactive după caracteristicile lor statice.

Diferențele de pierderi active în elementele sistemului și cele datorate fenomenului de autoreglaj, la variații de tensiune, al sarcinilor active sînt echilibrate de către generatorul echivalent din nodul 1.

Condiții particulare de înrăutățire se pot obține prin simularea deconectării din rețea a unor elemente de transmisie, păstrînd neschimbată structura sarcinilor nodale.

Aceste perturbații conduc la modificarea circulațiilor de puteri, tensiunilor și sarcinilor, ultimele după legile de variație corespunzătoare caracteristicilor statice.

Pentru păstrarea uniformității calculelor, aceste înrăutățiri se substituie prin perturbații de puteri aplicate în nodurile care formează extremitățile elementelor din rețea considerate, procedeu justificat de următorul raționament :

— Bilanțul puterilor în aceste noduri, determinat cu tensiunile din regimul anterior deconectării, rezultă modificat în starea perturbată.

Modificarea este egală și de semn contrar cu puterea care intră în elementul deconectat.

— Pentru revenirea la bilanțul corect, în nod se aplică o „perturbație" egală și de semn contrar cu eroarea la bilanț.

Regimul-limită din punctul de vedere al stabilității statice caracterizează un regim real inițial (în studiu) și o anumită strategie de înrăutățire a regimului dat.

Aducerea regimului sistemului spre stări limită se poate interpreta ca un proces *ipotetic* de deplasare continuă și lentă în timp a variabilelor de regim, începînd cu un moment t_e corespunzător stării inițiale (static stabilă).

Dacă se notează cu $\Pi(t)$ vectorul perturbațiilor cu elementele nenule depinzînd de parametrul t, ecuațiile puterilor în regimurile înrăutățite sînt de forma :

$$X(x(t), \Pi(t)) = 0$$

sau explicit

$$\sum_j P_{ij}(U_i, U_j, \theta_i, \theta_j) - \sum_{gi} P_{gi}(\Pi^e_{gi}, \Pi^p_{gi}, U_i, \delta_{gi}) - P_{ci}(\Pi^p_{ci}, U_i) = 0 \tag{30}$$

$$\sum_j Q_{ij}(U_i, U_j, \theta_i, \theta_j) - \sum_{gi} Q_{gi}(\Pi^e_{gi}, U_i, \delta_{gi}) - Q_{ci}(\Pi^q_{ci}, U_i) = 0 \tag{31}$$

unde după caz perturbațiile se definesc prin funcțiile simple

$$\begin{aligned} \Pi^e_{gp}(t) &= t \cdot \delta E_{gp} \\ \Pi^p_{gp}(t) &= t \cdot \delta P_{gp} \\ \Pi^p_{ci}(t) &= t \cdot \delta P_{ci} \\ \Pi^q_{ci}(t) &= t \cdot \delta Q_{ci} \end{aligned} \tag{32}$$

În relațiile (32) s-au notat cu gp generatoarele cărora li se modifică t.e.m., iar cu δP, δQ, δE

variațiile specifice ale mărimilor P, Q și E. Funcțiile implicite din (30) se derivează în raport cu parametrul t cu formula de derivare cunoscută. Se obține :

$$\frac{\partial X}{\partial x}\dot{x} + \frac{\partial X}{\partial \Pi}\dot{\Pi} = 0 \qquad (33)$$

Prin integrarea sistemului de ecuații diferențiale ordinare (33) se obțin valorile variabilelor x la diferite etape t_1, t_2..., sau, altfel spus, se determină traiectoriile urmate de variabilele U și θ în procesul de înrăutățire a regimului sistemului.

Relațiile detaliate de calcul se prezintă în anexa 2.

Observații.

1. Dacă condițiile de înrăutățire sînt de tipul δP sau δQ și se fac aceleași ipoteze asupra caracteristicilor sarcinilor și generatoarelor, $\frac{\partial X}{\partial x}$ din (53) coincide cu jacobianul utilizat la verificarea stabilității statice a unui regim. Afirmația este valabilă și pentru perturbații de tipul δE dacă în expresia termenului $J^5 g$ din (26) t.e.m. a generatorului perturbat este egală cu $E_{gp} + t\delta E_{gp}$.

Dacă însă ipotezele asupra caracteristicilor sarcinilor și reglajului de tensiune la generatoare diferă în procesul de transformare a regimului de cele considerate la calculul criteriului cu care se verifică stabilitatea, determinantul $[Jx]$ trebuie calculat într-o etapă distinctă.

2. Integrarea sistemului (33) implică rezolvarea unor sisteme de ecuații liniare care au matricea de coeficienți egală cu $\frac{\partial X}{\partial x}$. Dacă se utilizează metoda eliminării, $[Jx]$ se obține simplu prin efectuarea produsului termenilor diagonali ai matricei triangularizate.

3. Matricea $\frac{\partial X}{\partial \Pi}$ are elementele nule, cu excepția termenilor diagonali corespunzători nodurilor unde se aplică „perturbații". Elementele nenule ale vectorului $\dot{\Pi}$ sînt de forma δP, δQ, δE (constante).

4. Metoda nu introduce cicluri iterative.

5. Mijloace de aducere a regimului sistemului în stări limită

Determinarea rezervei de stabilitate statică a unui anumit regim necesită într-o primă etapă o estimare a condițiilor periculoase de transformare a regimului studiat, și anume :

— nodurile la care variația impusă a mărimilor conduce la degradarea rapidă a regimului;

— natura și sensul acestor variații impuse (perturbații) care conduc la amplitudini maxime de variație a mărimilor de regim.

Dacă perturbațiile infinitezimale de probă cu care se verifică stabilitatea statică a unui regim sînt arbitrare (oricare ar fi locul și natura lor, important este sensul de variație a mărimilor), variațiile de amplitudine finită care servesc la trecerea regimului spre stări limită pot fi corelate cu funcționarea sistemului. Această corelare include condițiile de înrăutățire (locul și natura înrăutățirii, ipoteza asupra caracteristicilor statice ale sarcinilor și reglajelor și verificarea atingerii unor limitări tehnice, altele decît cele datorate cerințelor de asigurare a stabilității statice).

În cele ce urmează se iau în considerare două posibilități de transformare a regimului inițial, respectiv :

— modificarea repartiției sarcinilor active între centrale ;

— apariția de consumuri suplimentare în nodurile sistemului, creșterea sarcinilor fiind preluată de un număr de centrale aflate în condiții cît mai puțin avantajoase.

În ambele situații, puterea reactivă se repartizează pe toate centralele sistemului, în funcție de caracteristicile statice ale generatoarelor componente.

Calculele de selecție a centralelor care se încarcă se simplifică apreciabil dacă se raționează pe schemele cele mai simple de tipul „centrală conectată la un nod cu tensiune constantă".

Schemele reduse se obțin în ipoteza neglijării influențelor sistemelor RAT asupra tensiunii de la barele generatoarelor.

Un procedeu comod de stabilire a schemelor de calcul reduse se obține dacă se utilizează componenta curentului stabilizat de scurtcircuit trifazat datorită sistemului în nodul în care este conectată centrala considerată [7].

Centralele importante se ordonează după valorile relative *) ale derivatelor puterilor active în raport cu unghiul t.e.m. față de fazorul tensiunii barei de putere infinită.

Începînd cu prima, centralele din lista ordonată preiau (pînă la atingerea sarcinii-plafon) deficitul de putere activă din sistem.

În funcție de cauza care a provocat deficitul de putere, algoritmul de selecție se prevede cu două variante :

— descărcarea centralelor pînă la limita inferioară din punct de vedere tehnic, începînd cu ultima din lista ordonată.

— creșterea generalizată a sarcinii în sistem.

6. Rezultate și constatări

Pe baza algoritmului de calcul prezentat s-a scris, în limbajul FORTRAN, calculator ELLIOTT—4120, un program (SAMI) care permite verificarea stabilității statice a sistemelor electroenergetice cu maximum 250 noduri de rețea și 70 generatoare. Programul a fost testat la verificarea stabilității unor sisteme reale de diverse dimensiuni, adoptîndu-se ipoteze diferite privind caracteristicile sarcinilor, generatoarelor și condițiile de înrăutățire a regimului inițial.

---

*) Se adoptă principiul de raportare utilizat la calculul criteriului de stabilitate (29).

Modelarea reglajului de tensiune la generatoare cu relații de forma (14), atunci cînd se aplică perturbația de probă, a avut ca efect atingerea valorilor-plafon ale t.e.m. ale tuturor generatoarelor înainte de obținerea limitei de stabilitate. Este motivul pentru care această relație de reglaj se ia în considerare numai la transformarea regimului.

Valorile criteriului de stabilitate calculat pentru regimul inițial apropiate de zero indică apropierea regimului analizat de limita stabilității statice. Valorile criteriului determinate pentru stările ulterioare ale regimului exprimă „viteza" de degradare a acestuia și nu mai pot fi considerate ca indicații asupra calității noilor stări.

Criteriul poate fi considerat un indicator de stabilitate „absolut" dacă se asociază cu un anumit tip de reglare a tensiunii de către generatoare și numai dacă, pentru fiecare stare înrăutățită, se recalculează Δ_r corespunzător noilor t.e.m. modificate prin acțiunea sistemelor RAT.

Cele mai defavorabile condiții de înrăutățire alese automat de către program au rezultat prin schimbarea repartiției sarcinilor active între centralele sistemului. Condiții mai pesimiste și în același timp mai apropiate de restricțiile practice se pot obține dacă utilizatorul adaugă și „perturbații" de altă natură (dezexcitări, deconectări de elemente ale rețelei etc.).

— Precizia rezultatelor calculelor pentru modificări importante ale regimului rețelei (de ex. deconectări de elemente din rețea parcurse de puteri importante) s-a dovedit a fi întru totul satisfăcătoare. Fac excepție unele situații, cînd se determină stări apropiate de limita stabilității și se adoptă caracteristici ale sarcinilor și reglajelor mai puțin rigide la calculul criteriului decît la transformarea regimului (de exemplu t.e.m. din spatele reactanțelor sincrone constante la transformarea regimului și t.e.m. din spatele reactanțelor tranzitorii constante la calculul criteriului).

— Dată fiind importanța ca indicator a limitei de stabilitate statică „naturală" [2], este preferabil ca analiza stabilității să se facă în două etape — la determinarea criteriului, generatoarele se reprezintă mai întîi prin $Ed = \text{ct.}$ și se continuă verificarea cu $E'd = \text{ct.}$ după atingerea limitei stabilității statice „naturale". Programul de calcul s-a prevăzut cu această facilitate.

Un exemplu de aplicație a programului la analiza stabilității statice a unui sistem cu 20 noduri și 8 generatoare se prezintă în anexa 3.

Concluzii

Lucrarea a expus o metodă de analiză a stabilității statice a sistemelor electroenergetice complexe în ipoteza absenței oscilațiilor autoîntreținute ale mărimilor de regim.

Algoritmul de calcul rezultat utilizează indicatori practici sugestivi pentru aprecierea stărilor regimului, precum și pentru determinarea unei rezerve de stabilitate statică.

Programul de calcul elaborat, scris în limbajul FORTRAN, este inclus în biblioteca de programe a Dispecerului Energetic Național.

ANEXA 1

$$J^1_{ij} = -U_i\,[U_j(B_{ij}\cos\theta_{ij} - G_{ij}\sin\theta_{ij})] - K_{ij}\cdot\sum_k Q_{ik}$$

$$J^2_{ij} = U_i\,[G_{ij}\cos\theta_{ij} + B_{ij}\sin\theta_{ij}\,] + K_{ij}\cdot\sum_k P_{ij}/U_i$$

$$J^3_{ij} = -U_i\,[U_j\,(G_{ij}\cos\theta_{ij} + B_{ij}\sin\theta_{ij})] + K_{ij}\cdot\sum_k P_{ik}$$

$$J^4_{ij} = -U_i\,[B_{ij}\cos\theta_{ij} - G_{ij}\sin\theta_{ij}] + K_{ij}\cdot\sum_k Q_{ik}/U_i$$

$$K_{ij} = \begin{cases} 1, & j = i \\ 0, & j \neq i, \text{ simbolul lui Kronecker} \end{cases}$$

ANEXA 2

P_R, P_G, P_C, E_G, Q_R, Q_G, Q_C — vectori care au ca element mărimi

$$\sum_j P_{ij},\ P_{gi},\ P_{ci},\ E_{gi},\ \sum_j Q_{ij},\ Q_{gi},\ Q_{ci}.$$

U, θ, δ — vectori care au ca elemente mărimile U_i θ_i, δ_{gi} (notați simbolic cu vectorul x).

Folosind notațiile de mai sus, ecuațiile care descriu starea sistemului în regim perturbat sînt de forma:

$$P_R(U, \theta) - P_G(\Pi^e_G, \Pi^p_G, U, \delta) - P_C(\Pi^p_C, U) = 0 \quad (1)$$

$$Q_R(U, \theta) - Q_G(\Pi^e_G, U, \delta) - Q_C(\Pi^q_C, U) = 0 \quad (2)$$

unde

$$\begin{aligned} \Pi^e_G &= t\cdot\delta E_G \\ \Pi^p_G &= t\cdot\delta P_G \\ \Pi^p_C &= t\cdot\delta P_C \\ \Pi^q_C &= t\cdot\delta Q_C \end{aligned} \quad (3)$$

elementele nenule ale vectorilor δE_G, δP_G, δP_C, δQ_C fiind constante.

Derivînd funcțiile implicate din (1) și (2) în raport cu parametrul t, cu formula de derivare cunoscută, se obține:

$$\frac{\partial(P_R - P_G - P_C)}{\partial U}\dot{U} + \frac{\partial P_R}{\partial\theta}\dot{\theta} - \frac{\partial P_G}{\partial\delta}\dot{\delta} - \frac{\partial P_G}{\partial\Pi^p_G}\dot{\Pi}^p_G - \frac{\partial P_G}{\partial\Pi^e_G}\dot{\Pi}^e_G = 0 \quad (4)$$

$$\frac{\partial(Q_R - Q_G - Q_C)}{\partial U}U + \frac{\partial Q_R}{\partial\theta}\dot{\theta} - \frac{\partial Q_G}{\partial\delta}\dot{\delta} - \frac{\partial Q_G}{\partial\Pi^e_G}\dot{\Pi}^e_G = 0 \quad (5)$$

Folosind relaţiile :

$$\dot{P}_G = \delta P_G = \frac{\partial P_G}{\partial \delta}\dot{\delta} + \frac{\partial P_G}{\partial U}\dot{U} + \frac{\partial P_G}{\partial \Pi_G^e}\dot{\Pi}_G^e$$

$$\dot{E}_G = \delta E_G$$

$$\dot{P}_C = \delta P_C = \frac{\partial P_C}{\partial U}\dot{U} \qquad (6)$$

$$\dot{Q}_C = \delta Q_C = \frac{\partial Q_C}{\partial U}\dot{U}$$

şi observînd că :

$$\dot{\delta} = \left(\frac{\partial P_G}{\partial \delta}\right)^{-1}\left[\delta P_G - \frac{\partial P_G}{\partial U}\dot{U} - \frac{\partial P_G}{\partial \Pi_G^e}\dot{\Pi}_G^e\right] \qquad (7)$$

ecuaţiile (4) şi (5) capătă forma finală :

$$\frac{\partial P_R}{\partial U}\dot{U} + \frac{\partial P_R}{\partial \theta}\dot{\theta} = \delta P_G + \delta P_C$$

$$\left[\frac{\partial Q_R}{\partial U} - J_g^\delta\right]\dot{U} + \frac{\partial Q_R}{\partial \theta}\dot{\theta} = -\operatorname{tg}\delta\cdot\delta P_G + \qquad (8)$$

$$+ \frac{U}{X\cos\delta}\delta E_G + \delta Q_C,$$

unde

$$J_g^\delta = \frac{\partial Q_G}{\partial U} - \frac{\partial Q_G}{\partial \delta}\left(\frac{\partial P_G}{\partial \delta}\right)^{-1}\frac{\partial P_G}{\partial U} = \frac{E_G}{X\cos\delta} - \frac{2U}{X} \qquad (9)$$

(matrice diagonală).

Observaţie. Relaţiile (8) s-au obţinut în ipoteza că t.e.m. ale generatoarelor se modifică independent de acţiunea RAT. Dacă t.e.m. a unui generator se modifică sub acţiunea sistemului de reglaj al tensiunii, ultimii termeni din (4) şi (5), corespunzători acestui generator, sînt egali cu :

$$\frac{\partial P_G}{\partial E_G}\frac{\partial E_G}{\partial U}\dot{U} = -K_G\frac{\partial P_G}{\partial E_G}\dot{U}$$

$$\frac{\partial Q_G}{\partial E_G}\frac{\partial E_G}{\partial U}\dot{U} = -K_G\frac{\partial Q_G}{\partial E_G}\dot{U} \qquad (10)$$

ceea ce implică înlocuirea mărimilor E_G din J_g^δ prin expresia $(E_G - K_G U)$.

ANEXA 3

Exemplu de aplicaţie

Sistemul electroenergetic din figura 1 are 20 de noduri, 8 centrale electrice şi 25 elemente de reţea. Datele care descriu structura reţelei şi caracteristicile elementelor sale s-au trecut în tabelul 1.

Tabelul 2 conţine valorile mărimilor electrice asociate tuturor nodurilor, iar tabelul 3 valorile unor parametri sau mărimi asociate nodurilor în care sînt conectate generatoarele echivalente : reactanţele interne şi tranzitorii, puterile active maxim admisibile, tensiunile electromotoare minime şi maxime din spatele reactanţelor interne, coeficienţii de amplificare ai sistemelor RAT, tensiunile nodurilor fictive determinate în ipoteza conservării curentului de scurtcircuit trifazat pe barele centralei, t.e.m. şi puterile generate în regimul iniţial, valorile absolute şi relative ale derivatelor puterii active în raport cu unghiul, calculate pe schemele de calcul reduse.

În ultima coloană s-au trecut valorile „perturbaţiilor" de sarcini active generate care au servit la transformarea succe-

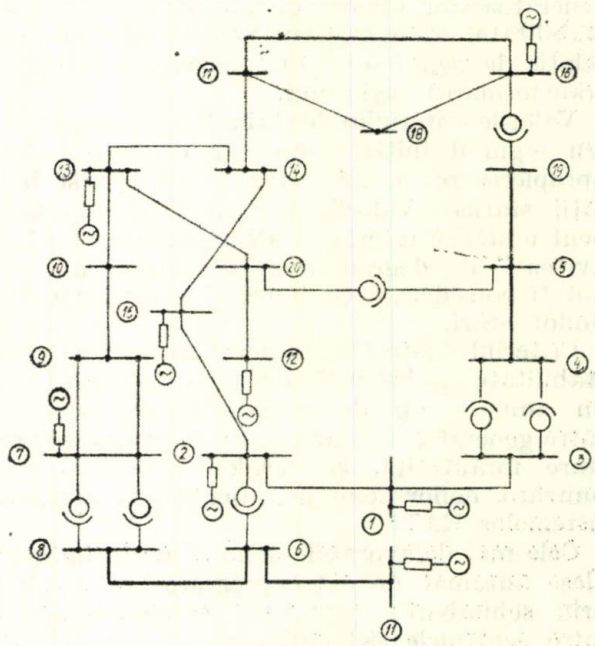


Fig. 1

Tabelul 1

NOD I	NOD J	R	X	$B_C \cdot 10^6$
—	—	Ω	Ω	S
1	2	3	4	5
1	2	7.70	40.30	268
1	3	1.00	6.20	648
2	15	4.30	22.40	144
4	5	5.70	58.80	590
5	19	2.50	25.90	260
6	8	2.80	28.40	286
6	11	8.00	82.70	832
7	9	3.80	24.00	158
9	10	2.60	16.70	436
10	13	8.50	54.40	356
13	14	0.60	3.50	92
13	20	4.10	42.10	424
14	15	5.40	28.60	192
14	17	11.90	66.80	442
16	17	6.20	37.00	250
16	18	10.00	63.00	414
17	18	8.10	52.00	340
12	20	2.80	14.70	392

		Autotransformatoare		
		S_N (MVA)	Priza medie	Priza
2	6	400	11	10
Idem		(3,4)*	(5,20),	(7,8), (16,19)

*) Priza 9.

Tabelul 2

NOD I	P_0 MW	Q_0 MVAr	U_0 kV	δ_0 grd	NOD I	P_0 MW	Q_0 MVAr	U_0 kV	δ_0 grd
1	356.2	288.2	236.0	0.0	2	234.0	−96.9	230.0	6.1
3	−445.2	−228.0	227.8	−2.9	4	0.0	0.0	404.2	−3.2
5	0.0	0.0	396.5	−3.8	6	1.5	0.0	404.6	4.7
7	698.0	177.4	236.0	12.3	8	50.0	−25.0	410.5	9.4
9	− 75.0	−35.0	222.7	5.7	10	−264.0	−100.0	217.5	2.1
11	−559.5	16.7	392.0	−12.5	12	159.0	75.6	235.0	1.1
13	707.0	229.5	233.0	6.5	14	−350.3	−147.7	229.3	4.9
15	33.0	27.6	232.0	5.9	16	484.0	169.6	225.0	−1.6
17	−177.6	−99.1	212.8	−5.5	18	−156.2	−22.9	213.1	−9.2
19	−500.0	−220.0	386.1	−5.8	20	−138.1	−64.3	227.9	−1.1

Tabelul 3

Nr. crt.	NOD GEN	X_g	X'_g	P_{MAX}	S_{MAX}	E_{MIN}	E_{MAX}	C_g	U_{ECH}	E_{go}	δ_{go}	P_{go}	Q_{go}	$\frac{\partial P_g}{\partial \delta_g}$	$\left(\frac{\partial P_g}{\partial \delta_g}\right)_\gamma$	δ_p
–	–	Ω	Ω	MW	MVA	kV	kV	–	kV	kV	grd	MW	MVAr	MW/grd	–	MW
1	13,1	106.00	23.00	1050	1200	0	650	15	190.20	554.99	43.5	840.0	372.1	157.17	.184	41
2	2,1	218.00	50.00	480	600	0	550	10	228.91	397.41	59.5	361.4	−30.0	152.73	.389	19
3	16,1	128.57	23.25	800	1000	0	600	10	210.42	574.64	41.5	666.5	359.3	576.6	.654	−10
4	15,1	370.00	110.00	300	400	0	620	10	221.65	593.00	36.8	222.5	152.4	262.45	.763	−11
5	7,1	54.00	21.30	1100	1200	0	400	40	228.99	358.56	30.3	789.6	322.1	1143.87	.823	−12
6	12,1	173.00	61.00	200	250	0	400	10	226.96	331.94	21.5	165.6	100.2	365.80	.911	−13
7	11,1	558.00	101.00	130	200	0	600	10	357.02	631.06	16.0	122.0	150.8	339.28	.941	−14
8	1,1	123.33	24.70	1000	1400	0	600	15	196.32	587.61	34.9	643.5	470.5	529.16	.635	–

Tabelul 4

Nr crt.	NOD GEN	E_{gFIN}	δ_{gFIN}	P_{gFIN}	Q_{gFIN}
–	–	kV	grd	MN	MVAr
1	13,1	618.2	51.6	1045.4	335.2
2	2,1	462.8	74.2	456.4	−99.5
3	16,1	571.8	38.0	616.5	394.9
4	15,1	624.4	25.7	167.5	206.5
5	7,1	368.3	27.0	729.7	403.4
6	12,1	337.2	12.7	100.6	128.0
7	11,1	631.1	8.9	66.0	166.3
8	1,1	602.4	34.2	640.9	501.7

sivă a regimului inițial. Două centrale (2) și (13) preiau sarcini active suplimentare, în raport invers proporțional cu valoarea relativă a derivatelor puterii active; excepînd centrala din nodul 1, celelalte se descarcă proporțional cu valoarea relativă a acestor derivate.

În cele șase etape de transformare succesivă a stării sistemului, sarcinile consumatorilor s-au menținut constante, iar valoarea criteriului Δr a avut o evoluție descrescătoare: 0.320 (inițial), 0.287, 0.251, 0.215, 0.180, 0,145,0 (instabil).

În tabelul 4 s-au trecut valorile t.e.m. și puterilor generate în starea imediat anterioară stării critice. În ultimele stări, din cauza depășirii valorilor-plafon impuse, t.e.m. ale generatoarelor 1, 11 și 15 s-au menținut la valori constante.

Bibliografie

[1] D i m o, P. *Analiza nodală a sistemelor electroenergetice.* Editura Academiei R.S.R., București, 1968.

[2] D i m o, P. *O filozofie nouă în cercetarea stabilității sistemelor energetice în timp real.* În: Energetica 21, nr. 1, 1973.

[3] J d a n o v, P.S. *Stabilitatea sistemelor electrice* (trad. din l. rusă). EES, București, 1962.

[4] Potolea, E. *Calculul regimului permanent al sistemelor electrice.* Editura tehnică, Bucureşti, 1967.
[5] Thomas, R., Barnard, R. şi Meisel, J. *The generation of quasi-steady-state load flow trajectories and multiple singular point solutions.* În: Trans. IEEE on PAS.
[6] Ionescu, S. *Analiza regimurilor sistemelor electroenergetice pe baza unor parametri unificaţi.* Teză de doctorat, Bucureşti, 1970.
[7] Arie, E., Pomîrleanu, M., Bejuscu, L. şi Botgros, M. *Determinarea rezervei de stabilitate statică a sistemelor electroenergetice complexe.* În: St. cerc. energ. electrotehn., 23, nr. 3, 1973.
[8] Marcovici, I. M. *Sisteme energetice* (trad. din l. rusă). Editura tehnică, Bucureşti, 1960.
[9] Idelcik, V., Nozhin, L., Şcerbakov, V., Stoev, Ov., Tukernik, L. şi Venikov, V. *Analyse de la stabilité statique apériodique des réseaux d'énergie complexes au moyen de calculateurs numériques.* CIGRE, 32—10, 1972.
[10] Venikov, V. *Transient phenomena in electrical power systems.* Pergamon Press, Oxford, 1964.
[11] Tukernik, L. *O kritike teorii staticeskoi ustoicivosti energosistem.* În: Elektricestvo, nr. 5, 1974.
[12] Funk, G. *The voltage dependence of three phase loads.* PSCC, Roma, vol. 1, Paper N.A. 7, iunie 1969.
[13] Kent, M., Schmus, W., Mc Crackin, F. şi Wheeler, L. *Dynamic modeling of loads in stability studies.* În: IEEE Trans. on Power App. and Syst., 88, nr. 5, 1969.
[14] * * * Computer analysis of power systems working group of the computer and analytical methods Subcommittee. *System load dynamics-simulation effects and determination of load constants.* În: IEEE Trans. on Power App. and Syst., 1973.
[15] Venikov, V., Anisimova, N., Micike, R. şi Seluhina, T. *Issledovanie s pomoşciu TVM staticeskoi ustoicivosti slojnih avtomaticeski reguliruemih elektriceskih sistem.* În: Elektricestvo, nr. 11, 1967.
[16] Ionescu, S. şi Ungureanu, B. *Metodă numerică pentru studiul stabilităţii statice a sistemelor electroenergetice complexe.* În: Energetica, nr. 4, 1967.
[17] Tavora, C. I. şi Smith, O. J. *Characterization of equilibrium and stability in power systems.* În: IEEE Trans. on Power App. and Syst., 1972.
[18] * * * *Cercetări privind elaborarea unor algoritme şi programe pentru calculul stabilităţii statice.* Lucrare ICEMENERG, 1975.

(Articol intrat în redacţie la 7 mai 1976)

Cercetări noi privind cauzele conturnării izolaţiei întreruptoarelor 10-20 kV, 630A şi posibilităţi de eliminare a avariilor datorite acestora

Ing. **G. Gavrilă**
şi Dr. ing. **B. Máthé***)

O serie de avantaje pe care le prezintă răşinile sintetice armate cu ţesătură de sticlă (tehnologie simplă, rezistenţă mecanică ridicată, greutate specifică redusă etc.) au permis ca în ultimele două decenii acestea să înlocuiască cu succes materialele ceramice utilizate în construcţia aparatajului de joasă, medie şi chiar înaltă tensiune, în staţiile şi posturile de tip interior.

Cu trecerea timpului însă, s-a observat că, cel puţin sub aspectul proprietăţilor electrice, aprecierea şi anticiparea unei bune comportări în exploatare, pentru întreaga durată de viaţă a aparatajului realizat cu astfel de materiale, s-au făcut prea sumar, pe baza încercărilor clasice, valabile în cazul izolaţiei anorganice (porţelan, ceramică în general), şi că aşa-numitele „condiţii normale de funcţionare" indicate în standardele şi normele interne ale aparatelor care intră în componenţa celulelor, staţiilor şi posturilor de interior realizate pe bază de răşini sintetice (umiditatea relativă a aerului 65% la 20°C) s-au dovedit a fi, în cele mai multe cazuri, „anormale" pentru noile materiale, din următoarele motive principale :

— condiţiile microclimei, şi în special efectul umezelii, nu au fost stabilite pe baza unor măsurători sistematice în staţiile şi posturile de interior, astfel încît ele nu reflectă, în multe cazuri, realitatea ;

— rolul poluării interne, în special al prafului depus pe suprafeţele izolante, nu este prins în „condiţiile normale" de funcţionare, fapt neesenţial în cazul izolaţiei de porţelan, dar deosebit de important în cazul izolaţiei organice.

1. Cauzele principale ale conturnării izolaţiei pe bază de răşini în staţiile de tip interior

Experienţa de exploatare şi cercetările întreprinse în acest domeniu [1] ... [17] au dovedit că aparatajul realizat cu izolaţia pe bază de răşini sintetice nu oferă încă o siguranţă în funcţionare corespunzătoare.

Dintre multitudinea de cauze care conduc la această situaţie se pot aminti, în primul rînd, *rezistenţa climatică redusă* în condiţiile încă neidentificate ale microclimei din staţiile şi posturile de tip interior, unde funcţionează aparatajul realizat cu izolaţia pe bază de răşini sintetice, şi *încercările incomplete şi neconcludente* la care sînt supuse aceste echipamente. Rămînînd în contextul ultimei afirmaţii, trebuie precizat că în stare nouă şi în condiţii climatice apropiate de cele convenţionale, aparatajul realizat pe bază de răşini sintetice se comportă satisfăcător la încercările clasice de tip, prevăzute în standardele de produs sau în normele interne. Este de la sine înţeles că încercările convenţionale, prevăzute de standardele sau de normele departamentale, sînt valabile şi în cazul atestării performanţelor aparatajului reali-

*) Autorii sînt cercetători ştiinţifici la ICEMENERG.

zat pe bază de rășini sintetice, dar — așa cum de altfel o dovedește și experiența de exploatare — acestea nu pot scoate la iveală sensibilitatea izolației respective la solicitările climatice specifice stațiilor și posturilor de tip interior (variația de temperatură de la maxima din timpul zilei la minima în zori de zi, asociată cu condensarea umezelii, poluarea internă etc.).

Pe plan mondial nu se dispune încă de date suficiente care să definească în mod corespunzător clima din stațiile și posturile de tip interior, deși de mai bine de 15 ani o grupă de lucru a subcomitetului 17 A al CEI („Aparataj de înaltă tensiune") se ocupă de efectuarea măsurătorilor climatice în stațiile de tip interior din Europa centrală, de la coasta Mediteranei pînă la Marea Nordului. Nu sînt încă lămurite o serie de aspecte legate de fenomenele care au loc în aceste materiale electroizolante, în timp, sub acțiunea cîmpului electric, corelată cu influența factorilor climatici, natura deteriorării suprafeței polimerilor sub acțiunea descărcărilor parțiale de suprafață (rezistență la fenomenul „tracking") ș.a.

Ca urmare a acestor fapte, pînă în prezent nu s-a elaborat o metodologie de încercare general valabilă (relativ simplă și reproductibilă) pentru verificarea aparatajului realizat pe bază de rășini sintetice, care să garanteze buna funcționare a acestora în condițiile specifice microclimatului din stațiile și posturile interioare. Există, însă, astfel de preocupări de mai mulți ani, chiar la nivelul de CEI (TC 15, TC 17, TC 65) și CIGRE (CT—13—06), elaborîndu-se recent chiar un document CEI referitor la aparatajul în anvelopă izolantă [2].

Cu toate acestea, pentru îmbunătățirea comportării aparatajului de înaltă și medie tensiune cu izolație pe bază de polimeri care lucrează în condițiile specifice stațiilor și posturilor de interior, într-o serie de țări ca : Franța, U.R.S.S., Japonia, R.D.G., R.F.G. ș.a. s-au întreprins numeroase cercetări care au condus la luarea unor măsuri concrete [1], [3] ... [13].

Așa cum s-a mai arătat și cu alte ocazii [14] ... [17], pornind de la avariile care au avut loc în ultimii ani în sistemul nostru energetic, ca o consecință a conturnării izolației pe bază de rășini sintetice a întreruptoarelor de tip IO, ICEMENERG a efectuat cercetări teoretice și experimentale concretizate prin măsuri practice de eliminare a neajunsurilor [18], [19], ajungînd la concluzia că majoritatea acestora se datoresc condensării umezelii pe suprafețele izolante ale echipamentelor cu izolație pe bază de rășini sintetice armate cu țesătură de sticlă.

Fenomenul de condensare a umezelii pe suprafețele izolante poate să aibă loc în următoarele două cazuri distincte :

— primul caz se referă la producerea condensatului pe suprafețele mai reci introduse într-un mediu de aer mai cald și umed ;

— cel de-al doilea caz este legat de condensarea umezelii pe suprafețe izolante (eventual chiar mai calde decît temperatura mediului ambiant), datorită răcirii relativ rapide a aerului ambiant — suficient de cald și de umed — și datorită atingerii punctului de rouă.

Primul caz este de importanță mai mică și se întîlnește practic numai la montarea sau reviziile echipamentelor aduse din depozitul rece la locul de montaj, mai cald. Cel de-al doilea caz însoțește, în schimb, toată viața aparatelor datorită oscilațiilor zilnice de 10—20°C ale temperaturii aerului ambiant, indiferent de anotimp sau de lunile anului. Cu cît sînt mai mici aceste oscilații zilnice ale temperaturii aerului ambiant și cu cît sînt mai puține zilele cumulate pe an în care se îndeplinesc condițiile de atingere a punctului de rouă sau de condensat, cu atît vor fi mai favorabile condițiile de funcționare a izolației echipamentului din stațiile interioare. Cercetările au arătat că practicile de pînă în prezent de a impune condiții de umiditate relativă maximă, raportată la o temperatură de referință a aerului, nu sînt mijloace eficiente pentru obținerea unui echipament mai fiabil în stațiile de tip interior.

În cele ce urmează se dă un exemplu de modul concret cum se rezolvă o problemă similară, în cazul variantei de 630 A a întreruptorului de tip IO—20 kV.

2. Conturnarea izolației întreruptoarelor IO—20 kV, 630 A în exploatare

Pe baza unor lucrări efectuate în ultimii ani la ICEMENERG [14] ... [17], s-a stabilit că una dintre cauzele cele mai importante care conduce la degradarea prematură și, în final, la conturnarea izolației pe bază de rășini sintetice a întreruptoarelor de medie tensiune de tip IO (această constatare fiind deopotrivă valabilă și la alte tipuri de echipamente care au în construcție piese din rășini sintetice, cum ar fi : tijele de acționare ale separatoarelor de medie tensiune, tijele de acționare, cilindrii și camerele de stingere de la întreruptoarele IUP—110, transformatoarele de măsură de medie tensiune turnate în rășini etc.) o constituie acțiunea combinată a umezelii, datorită condensatului la variații de temperatură, și a depunerilor de praf, ca urmare a poluării interne. Acest fapt este suficient de bine demonstrat în figura 1, unde s-au trasat, pe aceeași diagramă, curba de variație a presiunii medii lunare a vaporilor de apă saturați din atmosferă, calculată ca o medie pentru 39 de localități din R.S.R. și pentru un interval de 30 ani (curba *1*), și variația procentului de întreruptoare IO—20 kV, 630 A, deteriorate în

perioada 1971—1973 (curba 2) funcţie de lunile anului.

După cum se poate observa, atît repartiţia deteriorărilor întreruptoarelor IO—20 kV, 630 A, cît şi presiunea vaporilor de apă saturaţi funcţie de lunile anului, respectă (ca şi în cazul variantei de 400 A a întreruptoarelor IO—20 kV [14],

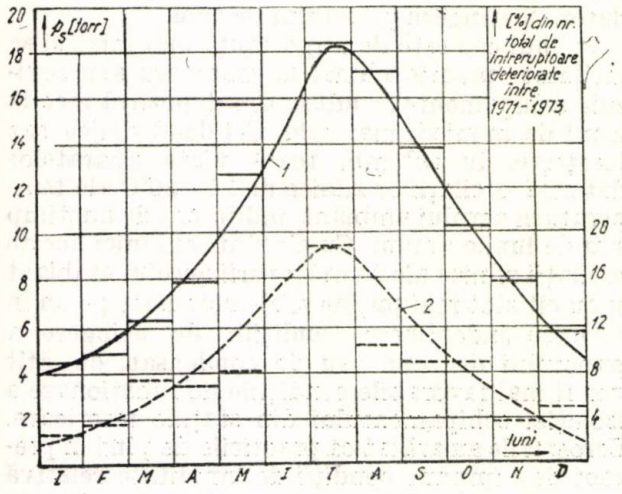


Fig. 1. Variaţia presiunii vaporilor de apă saturaţi (*1*) şi a procentelor deteriorărilor de întrerupere IO—20 kV, 630 A (*2*) funcţie de lunile anului.

[16]) o lege normală (gaussiană) cu maximul în luna iulie, atunci cînd, de altfel, conţinutul de umezeală din aer este cel mai mare [20], fapt consemnat şi de alţi cercetători [8], [9], [11], [21].

Sub aspectul formei de manifestare a incidentelor, s-a constatat că circa 50% din deteriorări au avut drept cauză *solicitări de durată specifică punerilor la pămînt* în reţelele cu neutrul izolat, iar ponderea cea mai mare este grupată tot în lunile călduroase (cu maximul în luna iulie (fig. 2). Experienţa de exploatare, cercetările experimentale întreprinse pentru IO—20 kV, 400 A [14], [16], ca şi alte cercetări [8], [20], [21], au arătat că, datorită absorbţiei unor particule moleculare, coloidale, micro şi macroscopice în prezenţa umezelii, tensiunea de conturnare a izolaţiei respective scade cu circa 50% faţă de valoarea tensiunii de conturnare în stare uscată. Această izolaţie este cea mai sensibilă la creşterile de tensiune de frecvenţă industrială datorită punerilor la pămînt (puneri la pămînt persistente, scurtcircuite bifazate cu punere la pămînt, duble puneri la pămînt şi scurtcircuite trifazate cu puneri la pămînt) în reţelele cu neutrul izolat, cum este şi cazul reţelelor de 20 kV din R.S.R., sau datorită unor supratensiuni temporare de ferorezonanţă (rezonanţă serie).

Pe de altă parte însă, din histogramele distribuţiei deteriorărilor de întreruptoare IO—20 kV, 630 A, în funcţie de numărul de ani de la montare (fig. 3), rezultă că numărul cel

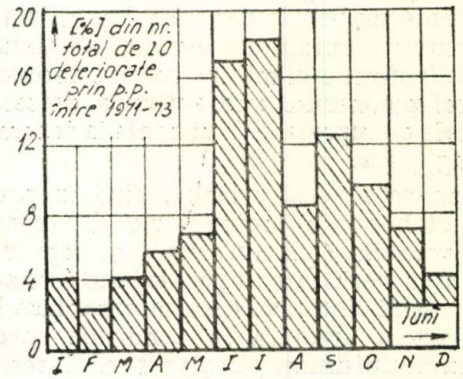


Fig. 2. Distribuţia deteriorărilor de întreruptoare IO—20 kV, 630 A, după lunile anului, avînd drept cauză solicitări de durată specifică punerilor la pămînt.

mai mare de deteriorări apare în primii doi-trei ani de viaţă. O comparaţie cu curba clasică a căderilor echipamentelor electroenergetice (fig. 4) dovedeşte că este vorba de deficienţe ale tehnologiei de fabricaţie, ca şi de unele neajunsuri constructive, fiind deci imperios necesară o revizuire amănunţită a acestora, iar în exploatare să se intervină printr-o serie de mijloace de refacere a calităţilor izolante pen-

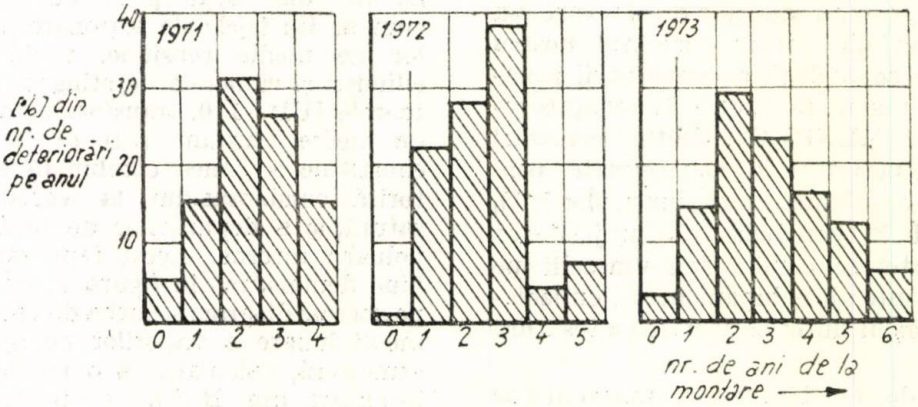


Fig. 3. Distribuţia deteriorărilor de întreruptoare IO—20 kV, 630 A, după numărul de ani de funcţionare, pînă la deteriorare, pe perioada 1971—1973.

tru prelungirea duratei de viaţă a acestor întreruptoare.

Deficienţele tehnologice şi de fabricaţie au fost analizate în detaliu în [17]. Pe scurt, acestea constau în : *deficienţe ale tehnologiei de realizare a întreruptoarelor* (utilizarea unor ţe-

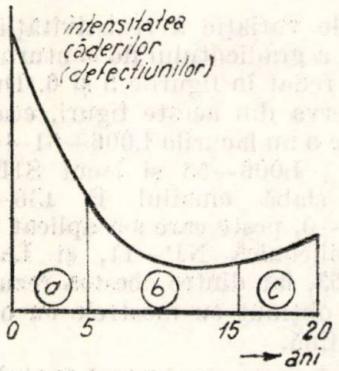


Fig. 4. Curba clasică a căderilor (defecţiunilor) echipamentelor electroenergetice :
a — perioada de rodaj (deteriorări preponderent de fabricaţie) ; *b* — funcţionare „normală" (deficienţe de fabricaţie şi de exploatare) ; *c* — perioada de „uzură" (îmbătrînire-oboseală).

sături de sticlă de diverse provenienţe şi răşină epoxidică necorespunzătoare calitativ ; turnare sub vid fără a se respecta timpul şi temperatura de polimerizare ; prelucrări mecanice şi finisări neadecvate ; neefectuarea degresării cilindrilor şi tijelor înainte de efectuarea acoperirilor de protecţie ; utilizarea unor lacuri de acoperire cu slabe proprietăţi electroizolante, ieşite adesea din termenul de garanţie etc.) *şi deficienţe de montaj şi de execuţie* (folosirea unor tije electroizolante de acţionare cu rezistenţă mecanică slabă ; montări excentrice ale tijelor de acţionare care conduc la ruperea acestora în timpul manevrelor din exploatare şi la realizarea unor contacte electrice imperfecte ; utilizarea unor camere de stingere din preşpan în locul celor de sticlotextolit ; folosirea unui şurub metalic de prindere a sticlei de nivel, în locul a două şuruburi de textolit prevăzute în proiect, care se pot încărca electrostatic la un potenţial arbitrar, producînd străpungeri aleatorii la masă, deoarece tirantul de acţionare, de regulă, neprotejat cu paravan din PVC, este montat la o distanţă mică faţă de şurubul metalic menţionat, etc.).

La deficienţele semnalate mai concură şi alte cauze, legate de condiţiile concrete de exploatare, ca, de exemplu : montarea necorespunzătoare în celule a întreruptoarelor debroşabile, creînd distanţe mici faţă de masă ; utilizarea unor izolatoare (tip SAI—20) pentru realizarea sistemului de broşe cu o comportare necorespunzătoare la impuls atmosferic (1,2/50 μs) ; amplasarea neraţională a rezistenţelor de încălzire (500 W, 220 V), sub izolatoarele de susţinere a broşelor, dirijarea incorectă a fluxului de căldură către cilindrii electroizolanţi şi utilizarea rezistenţelor în anotimpurile reci, cînd pericolul apariţiei condensatului este minim ; formarea amestecului exploziv de hidrogen (rezultat din gazele de eşapare, în timpul comutaţiilor) cu oxigenul din aer (în anumite proporţii) în spaţiile neventilate ale celulelor, care conduc la distrugerea parţială sau totală a postului (staţiei), avînd loc, de regulă, la comutaţii în regim de RAR ; neefectuarea încercărilor de scurtcircuit asupra celulelor complet montate pentru a pune în evidenţă eventuala montare necorespunzătoare a sistemelor de bare şi/sau dacă întreruptorul asigură capacitatea sa nominală de comutaţie în condiţii concrete de montaj ; sensibilitatea izolaţiei pe bază de răşini sintetice la creşterile de tensiune de frecvenţă industrială datorită punerilor la pămînt în reţelele cu neutrul izolat şi/sau la supratensiuni temporare de rezonanţă şi ferorezonanţă ; depozitarea îndelungată, la întreprinderile de exploatare, a întreruptoarelor sau a celulelor în exterior, deci în condiţii pentru care n-au fost dimensionate etc.

3. Cercetări experimentale ale izolaţiei întreruptoarelor IO—20 kV, 630 A

După cum este cunoscut, una dintre măsurile foarte importante pentru realizarea unor aparate cu o rezistenţă climatică mărită este protecţia suprafeţelor, în general, şi a celor electroizolante în mod special. Ca urmare a acestui fapt, s-au efectuat cercetări pentru găsirea unor lacuri electroizolante de acoperire corespunzătoare, apelîndu-se atît la încercările clasice, cît şi la o serie de încercări propuse de unele cercetări întreprinse pe plan mondial, cu dublu scop, şi anume de a pune în evidenţă eficienţa normelor clasice de atestare a calităţii izolaţiilor şi de utilizare a mai multor metode de încercare pentru stabilirea unei ordini de merit cît mai riguroase a lacurilor electroizolante de acoperire cercetate. Cercetările s-au desfăşurat atît pe mostre cît şi pe întreruptoare complet montate.

3.1. *Cercetări pe mostre*

Pentru verificarea performanţelor lacurilor electroizolante de acoperire şi pentru stabilirea ordinii de merit din punctul de vedere al unor parametri electrici şi fizico-chimici ai acestor lacuri, s-au făcut încercări pe mostre de sticlotextolit. Astfel, s-au confecţionat 80 mostre, constînd din cilindri de sticlotextolit avînd diametrul acelaşi cu cel al cilindrilor utilizaţi în mod normal la întreruptoarele IO—20 kV, 630 A, dar de 80 mm lungime, jumătate din mostre fiind prelucrate conform normei de prelucrare mecanică, şi anume : prelucrare cu pas normal de 0,28 mm, viteză de 150 rot/min, grosimea şpanului de 0,5 mm (prelucrare fină), iar cealaltă jumătate, după prelucrările reale, din fabrică, şi anume : prelucrare cu pas rapid de 1,25 mm, viteză

de 305 rot/min, grosimea șpanului de 3 mm (prelucrare grosieră).

S-a analizat comportarea următoarelor tipuri de lacuri :

1) lacul SIB—755 (de import), o variantă a lacului utilizat inițial, pentru acoperirea cilindrilor electroizolanți, conform licenței Delle ;

b) emailul E 436—0 + grundul G 106—0, pe baze epoxidice, ambele fabricate de „Azur" — Timișoara. Această variantă este cea utilizată în prezent la „Electroputere" — Craiova ;

3) lacul 3204 (pe baze poliamidice) + L006—53 (agent de reticulare) în proporție 100 g: 125 g ;

4) lacul 200 + L006—53, în proporție 100 g : 100 g ;

5) lacul L006—51 + L006—52 (în fabricație curentă la Policolor București), în proporție 100 g : 4 g ;

6) lac epoxidic modificat și flexibilizat ;

7) lac tip A—65 (epoxidic).

Notă : Lacurile de la variantele 3 și 4 au fost puse la dispoziție de CCPALV — Policolor București, iar variantele 6 și 7 de către ICME — București. Pentru nici unul din lacurile de mai sus nu s-au folosit diluant, iar aplicarea s-a realizat prin pensulare.

În afara variantelor enumerate mai sus, s-au mai confecționat mostre neacoperite și mostre acoperite cu email E 436—0 + grundul G 106—0, peste care s-a aplicat cîte un strat de vaselină siliconică N.P.—11 (import R.D.G.).

Din punctul de vedere al posibilităților de aplicare și al aderenței, trebuie precizat că toate lacurile, cu excepția celor de la ICME, s-au comportat satisfăcător. Se menționează că variantele 3 și 5 se pot aplica și în straturi mai groase de 50 μ.

a) *Încercările climatice în camera Weiss (Feutron)*

Mostrele de cilindri, acoperite conform variantelor de mai sus, au fost introduse într-o cameră de căldură umedă (Weiss), cu următorul ciclu : 12 ore la 40°C, $H_r = 98...100\%$; 12 ore la 25°C, $H_r = 98\%$.

S-au măsurat rezistivitățile de suprafață și s-au determinat tensiunile de conturnare (frecvență industrială), inițial, după 7 zile, după 14 zile și după 21 zile de climatizare. Măsurătorile s-au efectuat utilizînd electrozi realizați din benzi de cupru de 15 mm lățime, argintate, distanța între electrozi fiind de 50 mm.

Rezistivitățile de suprafață au fost calculate cu formula :

$$\rho_s = \frac{R \cdot P}{d},$$

unde R este rezistența superficială (în ohmi) măsurată cu un megohmmetru tranzistorizat la 500 V, după un minut de la aplicarea tensiunii ; P — perimetrul efectiv al electrodului ; d — distanța efectivă dintre electrozi. S-a preferat indicarea gradientului $E_c = \frac{\partial U_c}{\partial_x}$ (kV/cm), și nu a tensiunii de conturnare U_c (kV), întrucît nu s-a putut păstra riguros aceeași distanță între electrozi (x este distanța axială dintre electrozi).

Modul de variație a rezistivității de suprafață (ρ_s) și a gradientului de conturnare (E_c), în timp, este redat în figurile 5 și 6. După cum se poate observa din aceste figuri, cea mai bună comportare o au lacurile L006—51 + L006—52, Lac 3204 + L006—53 și lacul SIB—755, iar cea mai slabă emailul E 436—0 + grundul G 106—0, peste care s-a aplicat un strat de vaselină siliconică NP—11, și Lacul 200 + + L006—53, iar dintre acestea rezultatele mai bune s-au obținut cu mostrele cu o prelucrare mecanică fină.

Pe de altă parte, se remarcă faptul că această încercare nu conduce la diferențe nete între diversele tipuri de lacuri ; mai mult, chiar varianta fără nici o acoperire de protecție dă rezultate comparabile cu variantele care utilizează acoperiri de protecție. Deci se pot pune sub semnul îndoielii concluziile care s-ar putea evidenția în urma acestei încercări clasice.

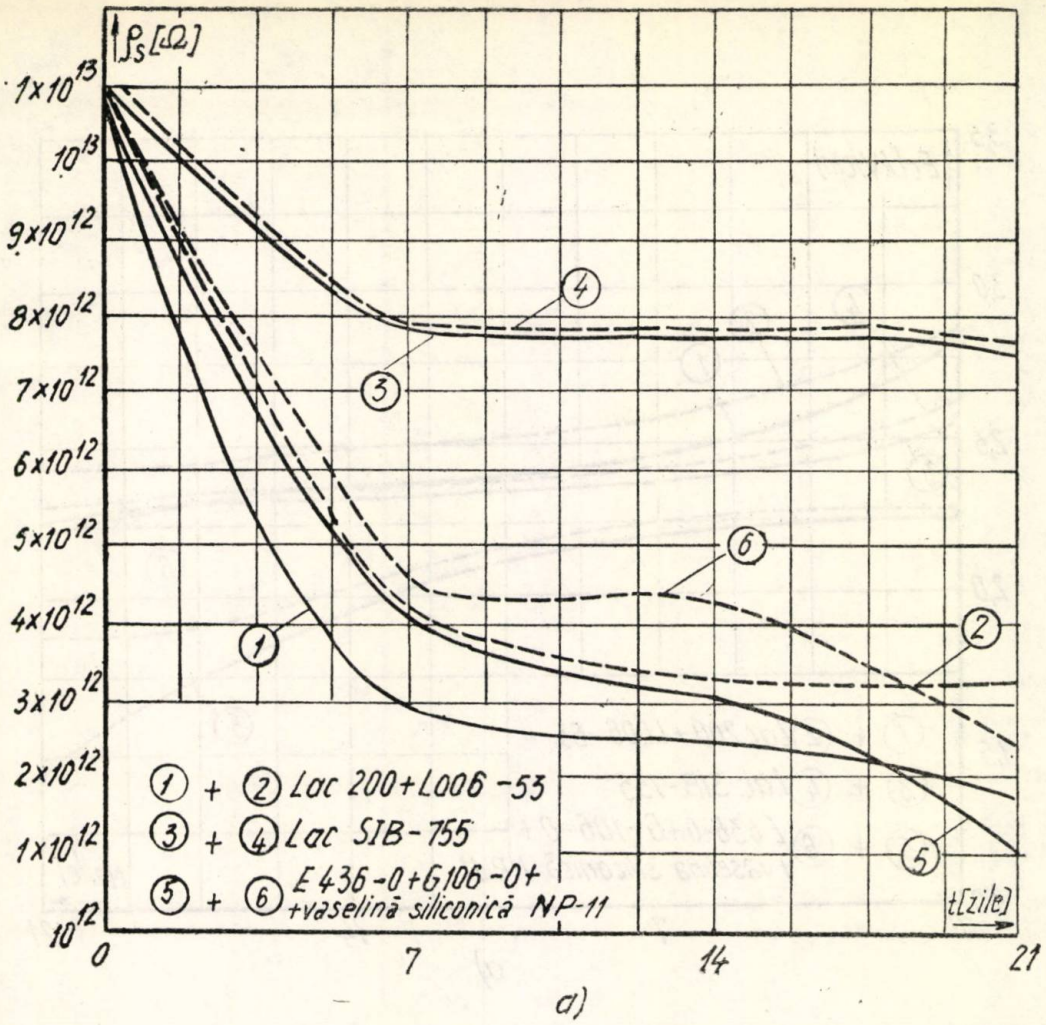
b) *Încercări după menținerea mostrelor în perhidrol (30%)*

S-au efectuat o serie de măsurători de rezistivitate de suprafață după menținerea (imersarea) mostrelor în perhidrol (30%), conform metodei propuse de prof. G.N. Aleksandrov [10], ținînd seama că o influență hotărîtoare asupra procesului de degradare și deteriorare a izolației pe bază de polimeri o are fenomenul de oxidare de pe suprafața acestora, datorită oxigenului atomic care rezultă în urma descompunerii apei oxigenate (perhidrol) pe baza reacției :

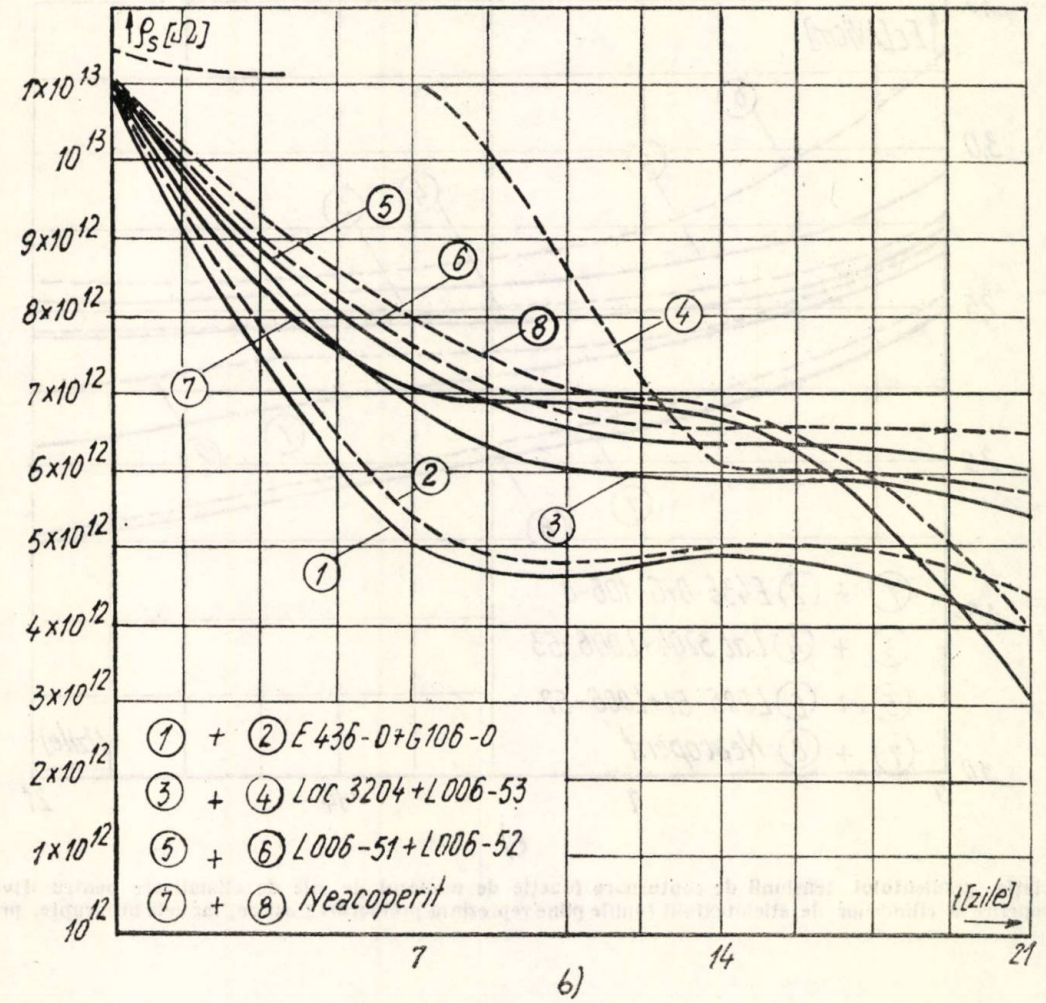
$$H_2O_2 \rightarrow H_2O + O$$

Măsurătorile și calculele au fost efectuate cu același tip de electrozi și cu aceeași formulă ca la încercările de la pct. a). Modul de variație a rezistivității de suprafață (ρ_s) funcție de timpul de menținere în perhidrol este ilustrat în figura 7, *a* și *b*. După cum se remarcă din graficele trasate, prin această metodă s-a putut obține o diferențiere netă și rapidă între variantele de lacuri cercetate. Astfel, rezistivitatea de suprafață (ρ_s) a scăzut puțin în cazul lacurilor L006—51 + L006—52 și Lac 3204 + L006—53 și destul de mult în cazul mostrelor neacoperite, a Lacului 200 + L006—53 și chiar a celor acoperite cu E 436—0 + G 106—0.

Este de asemenea de remarcat o diferență mare între modul de variație a rezistivității (ρ_s) funcție de timpul de menținere în perhidrol, la

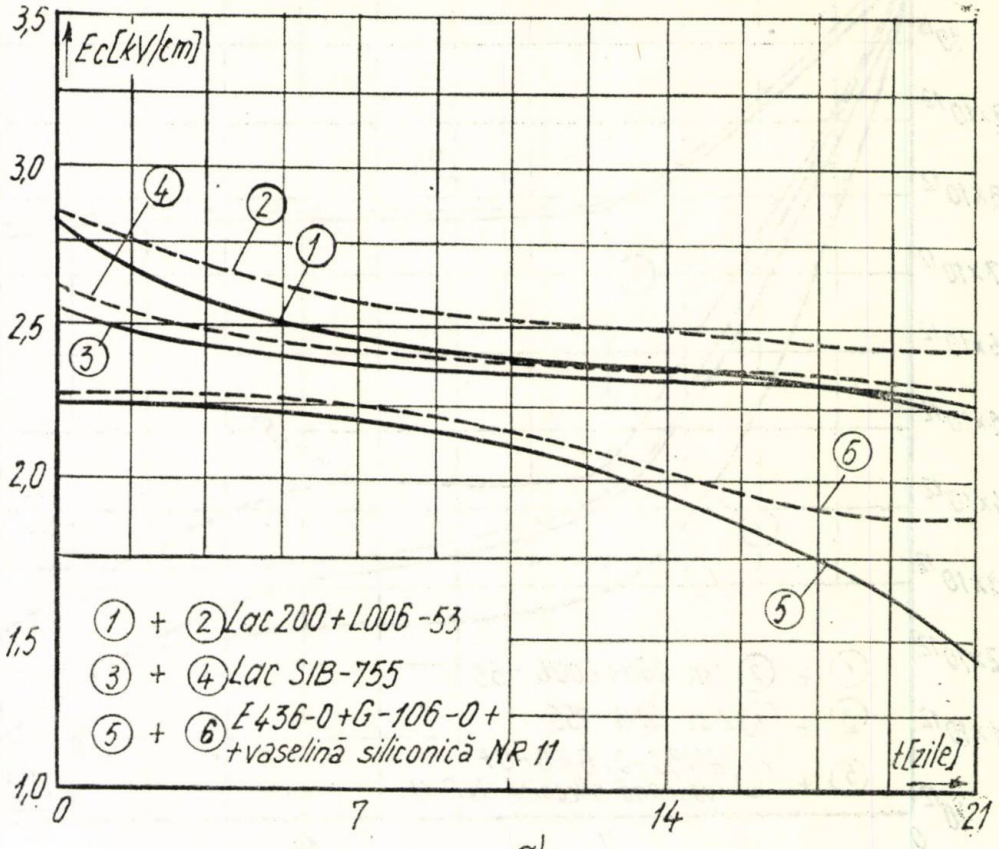


a)

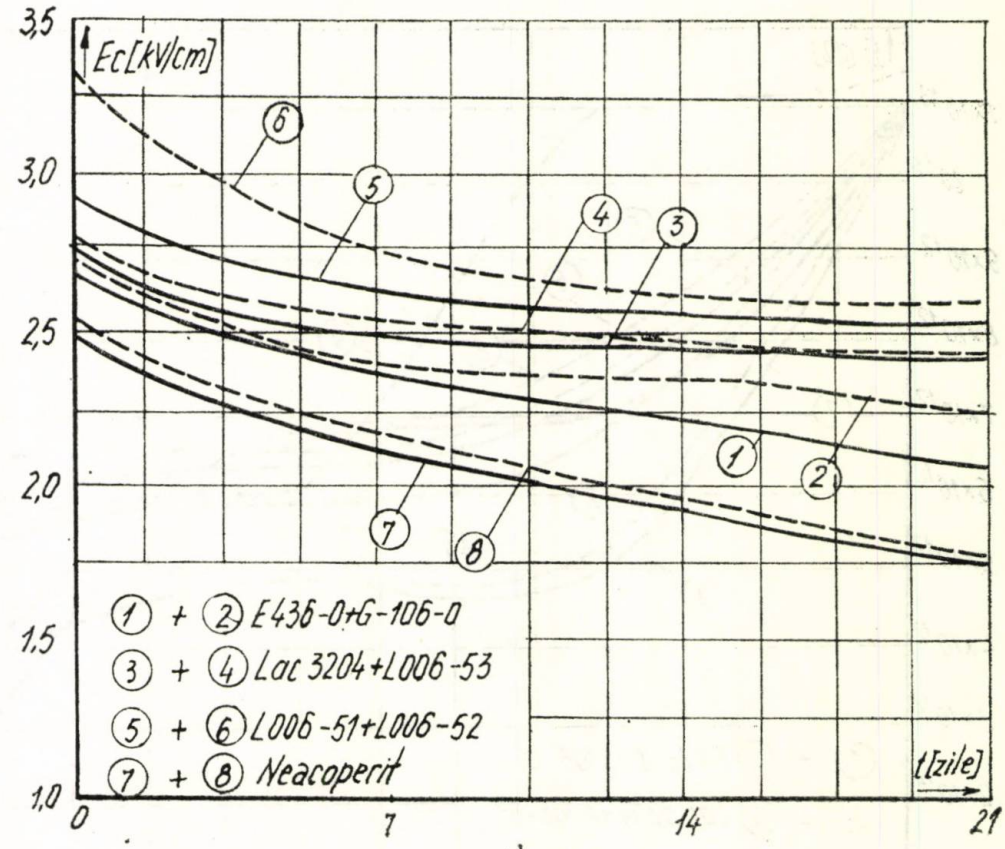


b)

Fig. 5. Variația rezistivității de suprafață funcție de numărul de zile de climatizare, pentru diverse tipuri de lacuri de acoperire a cilindrilor de sticlotextolit (liniile pline reprezintă prelucrări grosiere, iar cele întrerupte, lucrări fine).

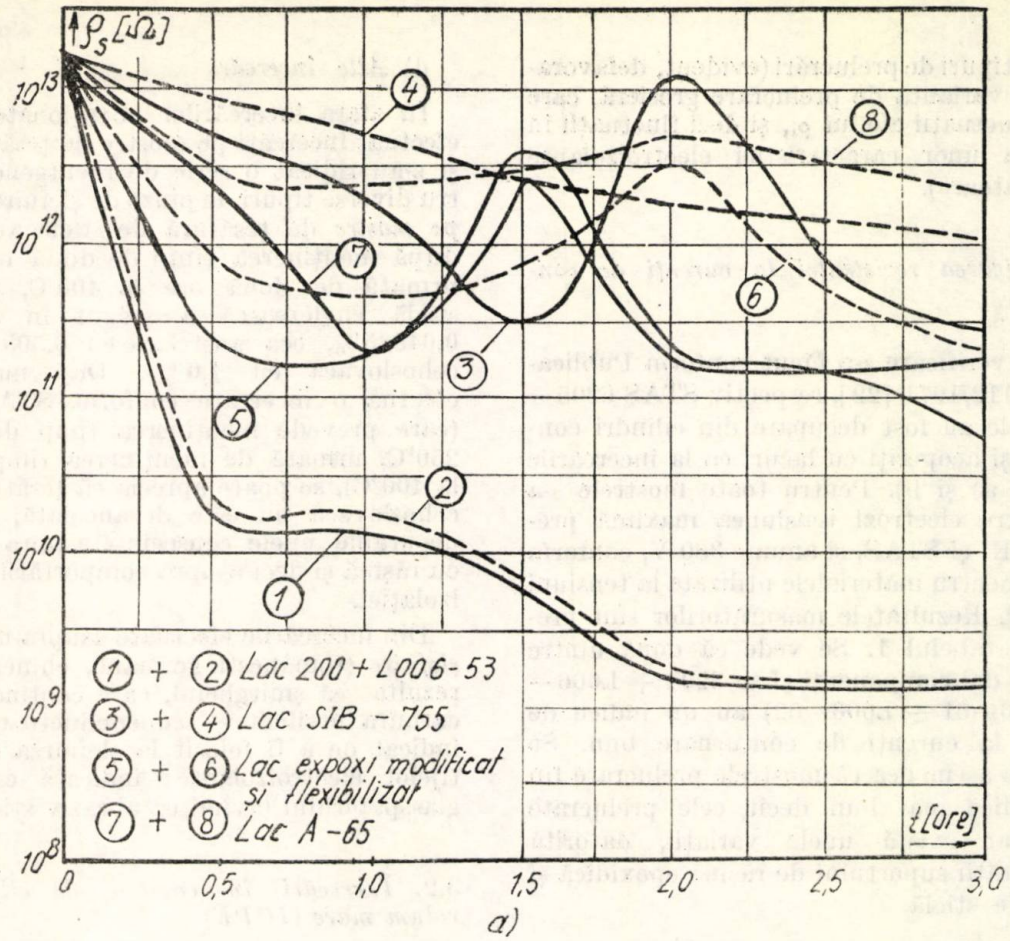


a)

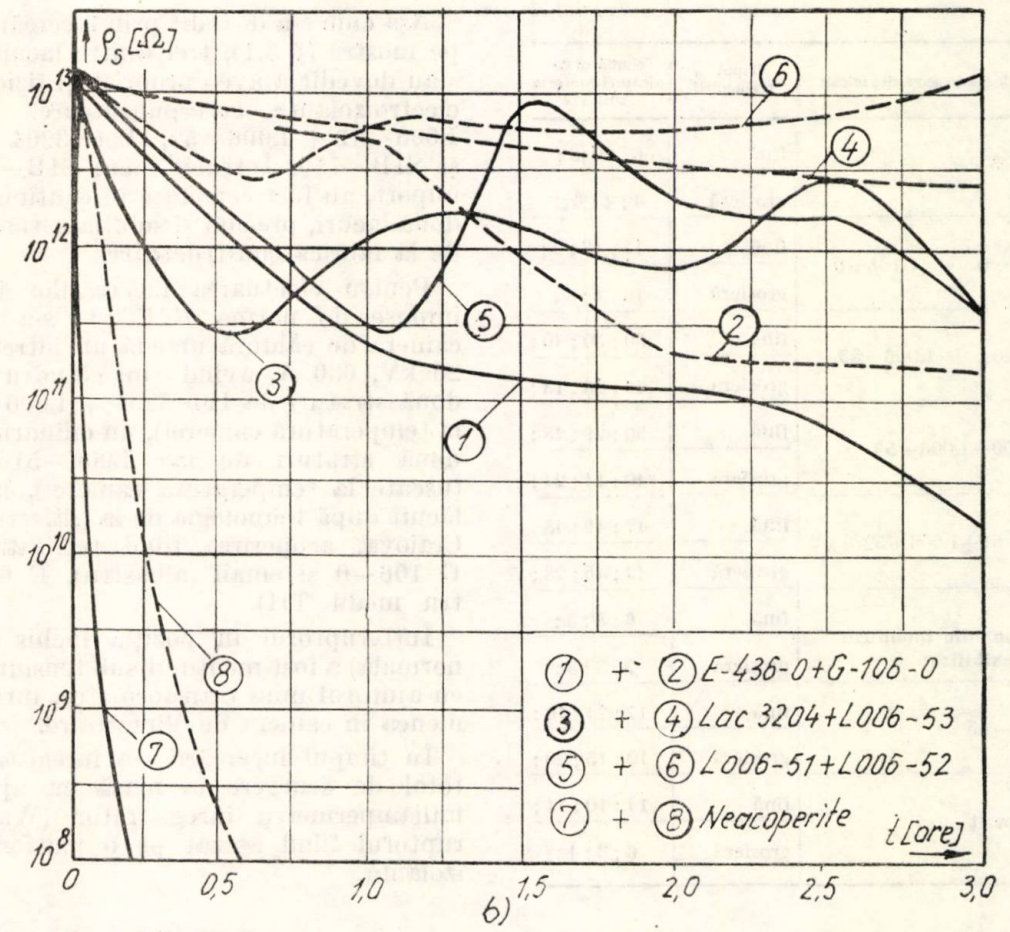


b)

Fig. 6. Variația gradientului tensiunii de conturnare funcție de numărul de zile de climatizare pentru diverse tipuri de lacuri de acoperire a cilindrilor de sticlotextolit (liniile pline reprezintă prelucrări grosiere, iar cele întrerupte, prelucrări fine)'



a)



b)

Fig. 7. Variația rezistivității de suprafață funcție de timpul de menținere în perhidrol, pentru diverse tipuri de lacuri de acoperire a cilindrilor de sticlotextolit (liniile pline reprezintă prelucrări grosiere, iar cele întrerupte prelucrări fine).

cele două tipuri de prelucrări (evident, defavorabil pentru varianta de prelucrare grosieră, care prezintă fluctuații ale lui ρ_s, și deci fluctuații în menținerea unor caracteristici electroizolante corespunzătoare).

c) *Verificarea rezistenței la curenți de conturnare*

Această verificare s-a făcut conform Publicației CEI—112/1971 [22], respectiv STAS 6205—73. Mostrele au fost decupate din cilindri confecționați și acoperiți cu lacuri ca la încercările de la pct. a) și b). Pentru toate mostrele s-a aplicat între electrozi tensiunea maximă prescrisă în CEI și STAS, și anume 380 V, conform cerințelor pentru materialele utilizate la tensiuni înalte [13]. Rezultatele măsurătorilor sînt prezentate în tabelul 1. Se vede că două dintre lacurile cu doi componenți (Lac 3204 + L006—53 și L006—51 + L006—52) au un indice de rezistență la curenți de conturnare bun. Se remarcă de asemenea că mostrele prelucrate fin au un indice mai bun decît cele prelucrate grosier, dar există unele variații, datorită neomogenității suportului de rășină epoxidică și țesătură de sticlă.

Tabelul 1

Nr. crt.	Tipul de lac de acoperire folosit	Tipul prelucrării	Numărul de picături conform CEI 112
1	SIB—755	fină	6 ; 10 ;8 ;
		grosieră	4 ; 4 ; 6 ;
2	E 436—0 + G106—0	fină	11 ; 13 ; 9 ;
		grosieră	16 ; 4 ; 8 ;
3	Lac 3204 + L006—53	fină	50 ; 50 ; 40 ;
		grosieră	45 ; 28 ; 18 ;
4	Lac 200+L006—53	fină	50 ; 29 ; 48 ;
		grosieră	40 ; 14 ; 24 ;
5	L006—51+L006—52	fină	47 ; 49 ; 48 ;
		grosieră	43 ; 45 ; 28 ;
6	Lac epoxidic modificat și flexibilizat	fină	6 ; 8 ; 5 ;
		grosieră	2 ; 3 ; 3 ;
7	Lac A—65	fină	17 ; 24 ; 16 ;
		grosieră	10 ; 15 ; 20 ;
8	Neacoperit	fină	14 ; 10 ; 11 ;
		grosieră	6 ; 3 ; 4 ;

d) *Alte încercări*

În afara încercărilor menționate, s-au mai efectuat încercări pe mostre de țesături de sticlă și s-au ridicat o serie de röentgenograme pentru diverse tipuri de pînze de șlefuire. *Încercările pe mostre* de țesătură de sticlă au arătat că, după menținerea timp de două ore la 250°C urmată de două ore la 400°C, țesătura de sticlă englezească a scăzut în greutate cu 0,04825%, cea austriacă cu 0,505%, iar cea cehoslovacă cu 4,0 %. Deși nu s-a putut efectua o încercare conform STAS 7543—74 (care prevede menținerea timp de 24 ore la 250°C, urmată de menținerea timp de 24 ore la 400°C), se poate aprecia că țesătura de sticlă cehoslovacă nu este dezancolată, din aceasta decurgînd unele consecințe asupra impregnării cu rășină și deci asupra comportării ulterioare a izolației.

Din încercările efectuate asupra unor *pînze de șlefuire* (românești, germane, chinezești etc.) a rezultat că șmirghelul, care conține ca abraziv carbura de siliciu — semiconductoare — este neindicat de a fi folosit la șlefuirea cilindrilor și tijelor electroizolante; indicată este folosirea glasspapirului (avînd ca abraziv sticla).

3.2. *Încercări în camera de climatizare de volum mare (ICPE)*

Așa cum s-a dovedit prin încercările efectuate pe mostre (§ 3.1), trei dintre lacurile cercetate s-au dovedit a avea proprietăți fizico-chimice și electroizolante corespunzătoare, și anume: L006—51 + L006—52, Lac 3204 + L006—53 și SIB—755. Întrucît lacul SIB—755 este de import, au fost cercetate în continuare celelalte două lacuri, precum și soluția actuală de lăcuire de la fabrica constructoare.

Pentru efectuarea încercărilor în condițiile impuse de norma EdF [4] s-a introdus în camera de căldură umedă un întreruptor IO—20 kV, 630 A, avînd: un cilindru acoperit cu două straturi de Lac 3204 + L006—53 (uscate la temperatura camerei), un cilindru acoperit cu două straturi de lac L006—51 + L006—52 (uscate la temperatura camerei), iar un altul, lăcuit după tehnologia de la „Electroputere" — Craiova, acoperirea fiind realizată cu grund G 106—0 și email (albastru), E 636—0 (pentru medii TH).

Întreruptorul în poziția închis (funcționare normală) a fost menținut sub tensiunea de 20 kV cu ajutorul unui transformator, introdus de asemenea în camera de climatizare.

În timpul încercării s-a înregistrat curentul total de scurgere la masă cu ajutorul unui miliampermetru înregistrator (Wareg), întreruptorul fiind așezat pe o platformă electroizolantă.

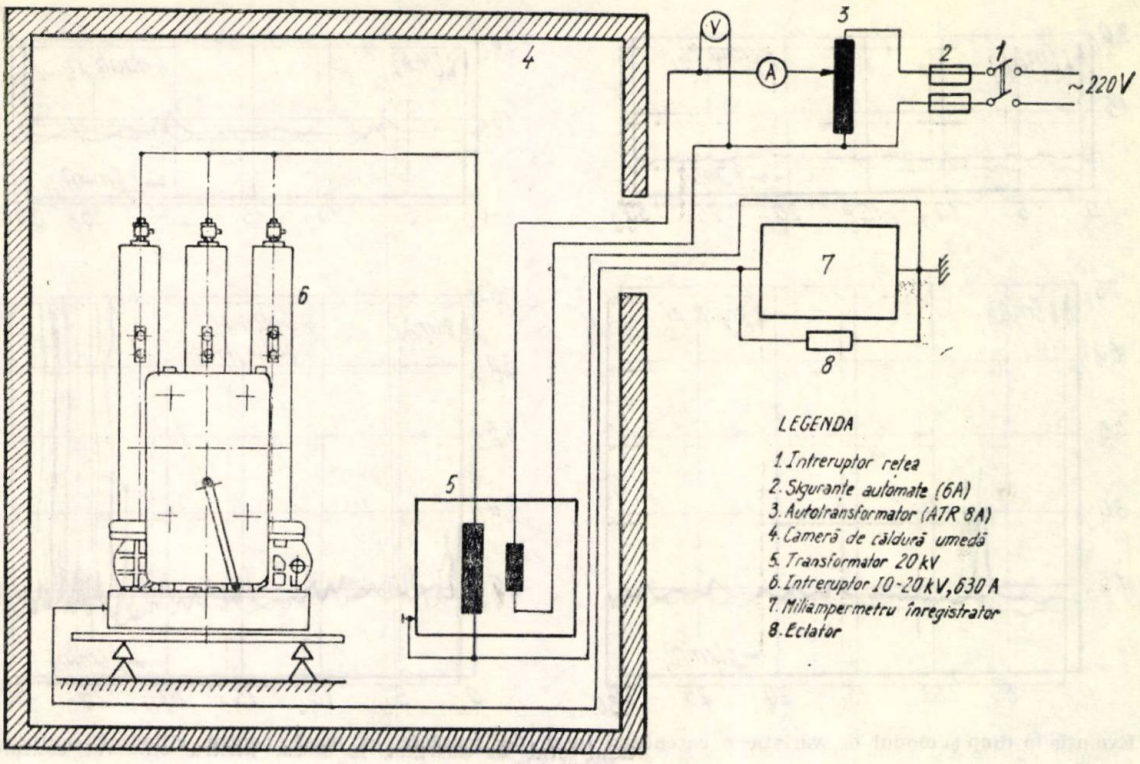


Fig. 8. Schema de încercare în camera de căldură umedă.

Schema completă de încercare este redată în figura 8.

S-au efectuat încercări timp de 14 zile, umiditatea, și temperatura avînd graficul de variație indicat în figura 9, solicitare oarecum echivalentă celor 700 cicluri de încercare propuse în [4], unde variația temperaturii are aspectul din figura 10.

După patru zile de încercări, cilindrul lăcuit după tehnologia de la „Electroputere" a conturnat sub borna inferioară, dar o serie de descărcări în egretă au apărut și în alte porțiuni ale cilindrului.

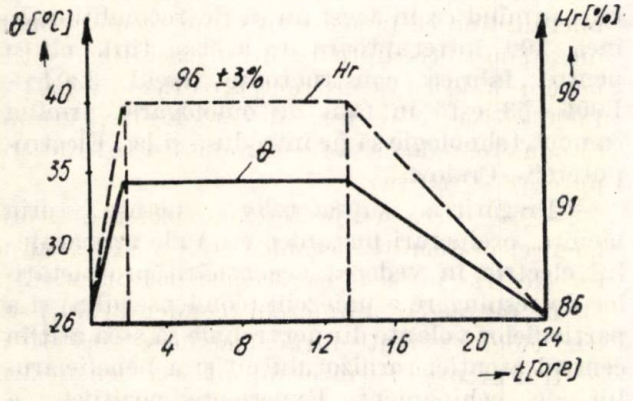


Fig. 9. Variația temperaturii și umidității în 24 ore în camera de căldură umedă a ICPE.

Este de asemenea demn de semnalat apariția unei pete albe (produsă de grundul sau fungicidul din materialul de acoperire) care înconjură cilindrul aproximativ în jurul bornei inferioare și care indică, probabil, o zonă de intensitate maximă a cîmpului electric.

Evoluția în timp și modul de variație a curentului total de scurgere la masă în cele patru zile de menținere în camera climatică a cilindrului analizat mai sus sînt redate în figura 11.

Ceilalți doi cilindri au rezistat încercării timp de 14 zile, cu mențiunea că sub borna inferioară a cilindrului lăcuit cu lacul L006—51+ L006—52 au început să apară urme de descărcări pe suprafață. Cei doi cilindri au suportat cu succes și încercarea dielectrică recomandată de [4], după scoaterea din camera climatică și

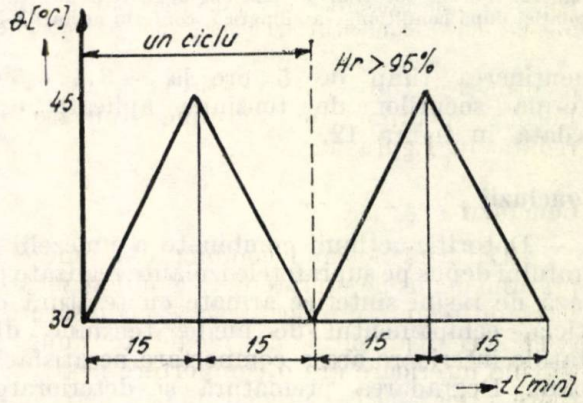


Fig. 10. Ciclurile de variație a temperaturii conform normei EdF.

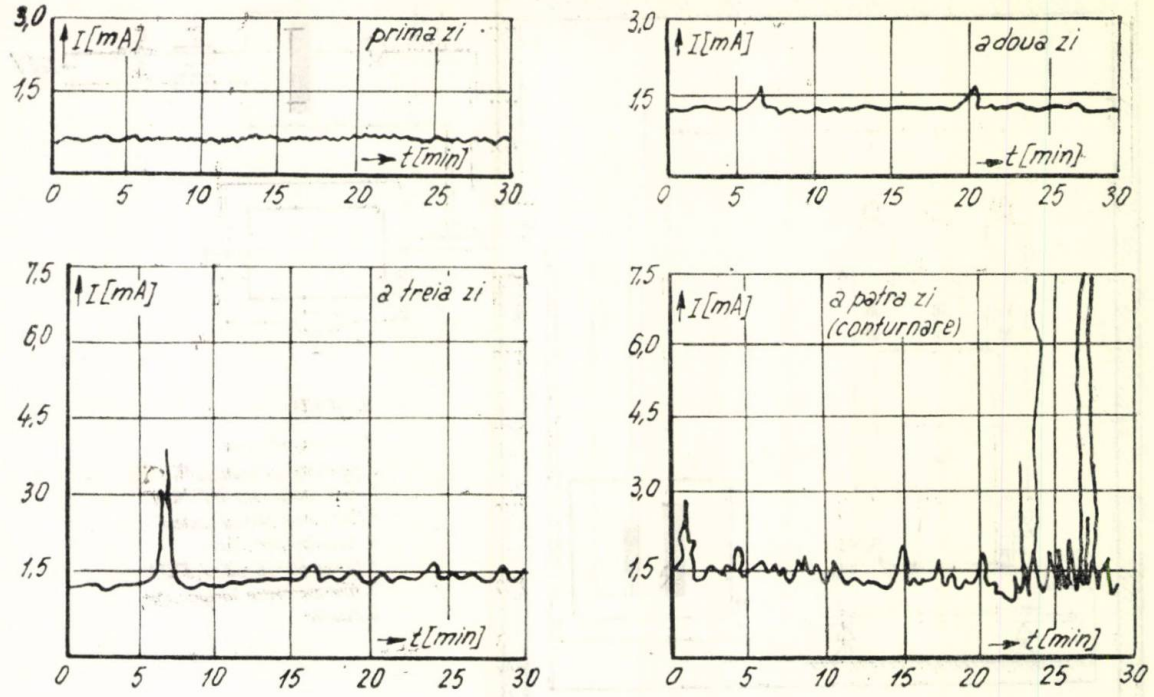


Fig. 11. Evoluția în timp și modul de variație a curentului total de scurgere la masă pentru cilindrul conturnat după patru zile.

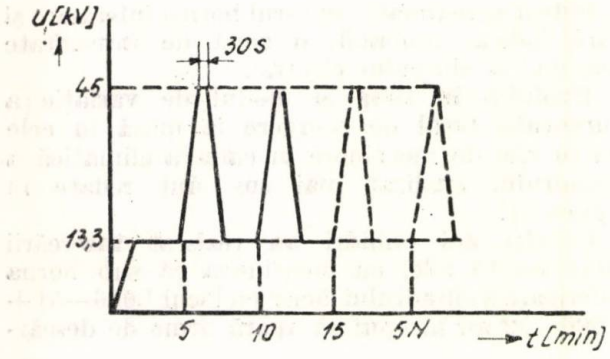


Fig. 12. Forma șocurilor de tensiune aplicate la încercarea izolației după condiționarea climatică, conform normei EdF.

menținerea timp de 5 ore la —3...—5°C. Forma șocurilor de tensiune aplicate este redată în figura 12.

Concluzii

— Datorită acțiunii combinate a umezelii și prafului depus pe suprafețele izolante realizate pe bază de rășini sintetice armate cu țesătură de sticlă, echipamentul de medie tensiune din stațiile interioare are o comportare nesatisfăcătoare. Degradarea prematură și deteriorarea bruscă a izolației este accelerată și de o serie de cauze legate de carențe în construcția și fabricația celulelor prefabricate în care sînt introduse aceste echipamente.

— Cercetările efectuate pentru mărirea rezistenței climatice a aparatelor cu izolație pe bază de rășini sintetice au pus în evidență insuficiența actualelor norme de încercare, verificîndu-se și valorificîndu-se cu rezultate bune unele propuneri noi, rezultate din cercetările pe plan mondial în acest domeniu.

— Lucrarea de față arată modul concret cum se pot rezolva unele probleme dificile legate de calitatea și fiabilitatea necorespunzătoare a echipamentului, cu implicații importante atît pentru întreprinderile de exploatare (după tehnologia propusă în lucrare, au fost recondiționate, pînă în prezent, 200 întreruptoare IO—20 kV, 630 A, cu rezultate favorabile, urmînd ca în acest an să fie recondiționate încă 800 întreruptoare de același tip), cît și pentru fabrica constructoare (lacul 3204 + L006—53 este în faza de omologare, urmînd ca noua tehnologie să fie introdusă și la „Electroputere" — Craiova).

— Pregătirea suprafețelor izolante (prin lăcuire, prelucrări mecanice etc.) ale aparatajului electric în vederea accentuării proprietăților de respingere a umezelii (condensatului) și a particulelor volante din aer trebuie să stea atît în centrul atenției furnizorului cît și a beneficiarului de echipament. Experiența pozitivă a ICEMENERG în domeniul întreruptoarelor IO, în această privință, ar fi util să se generalizeze și la alte echipamente (tijele de acționare ale separatoarelor, transformatoare de măsură turnate în rășină etc.).

Bibliografie

[1] * * * *Innenraumisolierung unter Feuchtigkeitseinwirkung.* Serie de articole publicate în: Elektrie, nr. 2, 1976, p. 90–106.

[2] * * * CEI 466/1974: *Appareillage à haute tension sous enveloppe isolante.*

[3] Michaca, R. şi Bourdeloie, M. *Etude du comportement dans les postes intérieurs des pièces isolantes en résine synthétique.* În: R.G.E., tome 79, nr. 10, 1970, p. 839–845.

[4] * * * HN 41–E–01. *Vérification de la tenue en atmosphère humide et sous condensation des pièces isolantes en résine synthétique pour emploi à l'intérieur.* (*Code d'essais*), EdF, 1971.

[5] Aleksandrov, G. N. şi Zingaşina, E. H *O metode ispitanii obrazţov polimernih izoliaţionnih konstrukţii na stoikosti k poverhnostnim ciasticinim razreadam.* În: Elektrotehnika, nr. 6, 1971, p. 57–60.

[6] Soloviev, E. P. ş.a. *Elektriceskie ispitaniia materiala izoliruiuşcih tiag dlea visokovoltnih vikliuciatelei VVB–750 M.* În: Elektrotehnika, nr. 8, 1971, p. 46–47.

[7] Aleksandrov, G. N. şi Soloviev, E. P. *K voprosu trekingostoikosti polimernih materialov.* În: Iz. VUZ Energhetika, nr. 9, 1971, p. 31–34.

[8] Kalinin, E. V. *O povişenii nadejnosti komplektnih raspredelitelnih ustroistv narujnoi ustanovki.* În: Elektrotehnika, nr. 5, 1973, p. 56–58.

[9] Muravin, K. V. şi Sereda, N. N. *Pricini perekritii izolaţionnih promejutkov v şkafah K.R.U.* În: Elektriceskie stanţii, nr. 8, 1974, p. 60–61.

[10] Aleksandrov, G. N. şi Soloviev, E. P. *Povişenie stoikosti k ceasticinim razreadam izolaţionnih polimernih materialov.* În: Elektricestvo, nr. 11, 1974, p. 74–76.

[11] Hisaiosi, G., Norifumi, S. şi Siundzi, I. *Meri protiv zagreazneniia tranformatornih raspredelitelnih punktov.* În: Referativnîi jurnal, 21 E, Elektriceskie stanţii, seti i sistemî, nr. 1, 1975, p. 9 (după „Denki kăisan", 42, nr. 9, 1974, p. 55–60).

[12] Alex, G. *Beitrag zur Festigkeit von Isolierstoffen des Niederspannungsbereichs gegen Kriechströme.* În: Elektrie, 1969, nr. 9, p. 364–366.

[13] Suhr, H. *Kriechstromfestigkeit bei Spannungen über 1000 Volt. Bericht über ein neues Prüfverfahren.* În: ETZ–B, 22, nr. 24, 1970, p. 579–580.

[14] Gavrilă, G., Mathé, B. şi Mihalcea, E. *Cercetarea posibilităţilor de eliminare a conturnării izolaţiei întreruptoarelor de tip IO–20 în staţiile interioare.* Document intern ICEMENERG, 1973.

[15] Mathé, B., Gavrilă, G. şi Mihalcea, E. *Influenţa condiţiilor climatice locale asupra comportării izolaţiei pe bază de răşini a întreruptoarelor IO–20.* În: Energetica, 22, nr. 1, 1974, p. 30–36.

[16] Mathé, B., Gavrilă, G. şi Mihalcea, E. *Cercetări pentru eliminarea conturnării izolaţiei întreruptoarelor de tip IO–20 din staţiile interioare.* În: Electrotehnica, Electronica, Automatica (EEA), 22, nr. 7–8, 1974, p. 215–220.

[17] Gavrilă, G., Mathé, B. şi Mihalcea, E. *Posibilităţi de eliminare a conturnării izolaţiei întreruptoarelor IO–20 kV, 630 A.* Document intern ICEMENERG, 1975.

[18] * * * *Circulara tehnică 3.2.R.E.–C.T. 38–73. Prevenirea avarierii întreruptoarelor IO–20 kV, 400 A, prin măsuri de evitare a conturnării izolaţiei în condiţii de umiditate.* M.E.E. – C.I.E.E.T. – Direcţia de reţele electrice, 1973.

[19] * * * *Circulara tehnică 3.2.R.E. – C.T. 52–75. Recomandări tehnologice privind recondiţionarea în exploatare a întreruptoarelor tip IO–20 kV, 630 A, în vederea preîntîmpinării conturnării izolaţiei în condiţii de umiditate.* M.E.E. – C.I.E.E.T – Direcţia de reţele electrice, 1975.

[20] Vajda, G. *Szigetelöanyagok az erösáramu iparban.* Müszaki Könyvkiadó, Budapest, 1966.

[21] Karamzin, A. P. şi Iaroslavţev, A. M. *O perekritiah izoliaţii v iaceikah K.R.U.N.* În: Elektriceskie stanţii, nr. 11, 1972, p. 84–86.

[22] * * * *CEI 112/1971. Méthode récomandée pour déterminer l'indice de résistance au cheminement des matériaux isolants solides dans des conditions humides.*

(Articol intrat în redacţie la 15 februarie 1977)

DIN TRECUTUL ELECTRIFICĂRII ROMÂNIEI

Electrificarea Judeţului Timiş*)

Ing. C. **Morţun**

Judeţul Timiş cuprinde: două municipii – Timişoara, reşedinţa judeţului, şi Lugoj; patru oraşe – Buziaş, Deta, Jimbolia şi Sînnicolaul Mare; 76 comune (trei suburbane) şi 318 sate. Relieful este în totalitate şes, cu două cîmpii mari: una centrală, mai înaltă, şi alta vestică, mai joasă. Reţeaua hidrologică este puţin bogată, cele mai importante ape fiind rîul Timiş şi canalul Bega, completate cu o reţea de canale pentru irigaţii. Aproape întreaga suprafaţă a judeţului este teren agricol, cel arabil fiind de calitate excepţională. Subsolul oferă puţine resurse: unele materiale de construcţii, argile şi nisipuri fine, ape minerale.

Industria, dezvoltată în perioada de început a electrificării, cuprindea numeroase sectoare de bunuri de consum. Aceste unităţi industriale erau amplasate atît în oraşe – cu o mare densitate ca Timişoara – cît şi într-un număr mare de sate, ceea ce constituia o caracteristică economică a judeţului Timiş în acea perioadă. Unităţi industriale mai importante din acea vreme pot fi citate: în Timişoara: moara Prohaska, fabricile de spirt, produse chimice, zahăr, bere, textile, stofe (Industria Linei), încălţăminte (Turul), ciocolată şi produse zaharoase (Kandia); la Lugoj: industria textilă şi fabricile de cherestea şi de mobilă; la Jimbolia, fabrica de cărămizi şi ţigle etc.

Prima localitate electrificată din judeţ a fost oraşul Timişoara, în 1884, care este şi primul oraş electrificat din ţară şi printre primele din lume *). Timişoara este de asemenea primul oraş din Europa care a introdus iluminatul străzilor cu electricitate.

Celelalte oraşe din judeţ s-au electrificat în ordinea: Lugoj – 1900, Sînnicolaul Mare – 1905, Jimbolia – 1909, Deta–1925, Buziaş–1926, Prima localitate rurală din judeţ electrificată a fost Ortişoara în 1909, care s-a alimentat din centrala comunei Vinga (azi în judeţul Arad), printr-o LEA de 5 kV şi 8 km lungime. Au mai fost electrificate înainte de primul război mondial, prin surse locale, satele: Lovrin (1912), Ciacova şi Peciul Nou (1912), Perian (1914).

*) Fragment din monografia „Istoria electrificării României", elaborată de un colectiv sub conducerea prof. emerit ing. C. Dinculescu, ce urmează să apară în Editura Academiei R.S.R.

*) Prima centrală electrică de distribuţie publică din lume a fost construită la New York, de către T.A. Edison, şi pusă în funcţiune la 3 septembrie 1882, adică cu numai doi ani înaintea instalaţiilor din Timişoara (12 noiembrie 1884).

Municipiul Timişoara, aşezat în inima cîmpiei bănăţene, oraş prosper şi dornic de progres rapid, a introdus iluminatul public cu gaz aerian în anul 1857. În jurul anilor 1880, iluminatul cu gaz nu mai satisfăcea exigenţele locuitorilor oraşului.

În 1882, Primăria oraşului Timişoara reziliază contractul cu concesionarul de gaz (Österreichische Gasbeleuchtungs Gesellschaft) şi, în acelaşi an, dă curs ofertei pentru iluminatul electric al străzilor, făcută de firma vieneză ,,Anglo-Austrian Brush Electric Company Ltd.", care făcea parte din grupul londonez ,,International Electric Company Ltd.". Contractul de concesiune pentru construirea instalaţiilor şi exploatarea electricităţii în oraşul Timişoara pe o perioadă de 25 ani a fost semnat la 15 octombrie 1882 la Londra şi la 22 decembrie la Timişoara.

Concesionarul se obliga să ilumineze aproximativ 60 km de străzi, cu un număr de 731 lămpi electrice incandescente şi 16 lămpi electrice cu arc. Lămpile trebuiau să ardă pînă la orele 23,30 cu o intensitate de 16 luminări şi pînă dimineaţa cu 8 luminări.

Între timp lucrările pentru construirea centralei termoelectrice şi pentru trecerea iluminatului public de la gaz la electricitate au fost terminate, încît la 12 noiembrie 1884 aceste prime instalaţii electroenergetice au putut fi puse în funcţiune, Timişoara fiind astfel primul oraş de pe continentul european care a realizat iluminatul electric permanent al străzilor *) şi primul oraş din lume care a renunţat total la iluminatul public cu gaz aerian, în favoarea celui cu electricitate. În urma lichidării societăţii ,,International Electric Company Ltd.", concesiunea trece în 1887 asupra societăţii ,,Anglo-American Electric Light Corp. Ltd." — care din acelaşi an începe să furnizeze electricitate şi particularilor — iar în 1891, prin alte modificări în structura societăţilor internaţionale de electricitate, concesiunea trece asupra societăţii ,,Brush Electrical Engineering Company Ltd.". În sfîrşit, în anul 1892 primăria răscumpără de la concesionar, pentru 200 000 florini, toate instalaţiile şi decide exploatarea lor în regie proprie comercială, înfiinţînd întreprinderea ,,Uzina electrică" a oraşului Timişoara, care începe să funcţioneze efectiv la 1 ianuarie 1893. În 1903 oraşul răscumpără şi concesiunea exploatării tramvaielor — între timp electrificate — pe care le ataşează aceleiaşi întreprinderi.

După primul război mondial, întreprinderea comunală cuprinzînd exploatarea electricităţii şi a transportului în comun, denumită ,,Uzina electrică comunală Timişoara", funcţionează pînă în 1938, cînd este transformată în ,,Întreprinderile electromecanice municipale Timişoara", titulatură sub care a funcţionat pînă la naţionalizare, în 1948.

Întreprinderea comunală din Timişoara a fost una dintre puţinele întreprinderi de acest fel din ţară din acea vreme care a funcţionat în condiţii tehnice bune şi cu bune rezultate economice, aceasta datorită, mai ales, specialiştilor care au asigurat conducerea ei, dintre care remarcabilul specialist acad. prof. dr. doc. Cornel Mikloşi.

De la primele începuturi şi pînă în 1950, dezvoltarea electrificării Municipiului Timişoara se poate împărţi în următoarele perioade :

Perioada 1884—1900. La punerea în funcţiune în 1884 a primelor instalaţii, centrala termoelectrică era echipată cu două cazane Lancashire de cîte 86 m² suprafaţă de încălzire şi 7 at, construite de firma Haeton din Manchester.

O maşină cu abur sistem compound-tandem de 300 CP, 7 at şi 100 rot/min antrena, printr-o transmisie cu curea, cinci dinamuri-serie sistem Brush 8 L de 20 kW fiecare, care fuseseră în funcţiune la expoziţia de la Viena din 1883. Aceste dinamuri se reglau la un curent constant de 10 A, tensiunea variind cu rezistenţa circuitului în jurul a 2000 V. Patru din cele cinci dinamuri alimentau cîte un circuit-serie de iluminat public, iar al cincilea era de rezervă.

Conductoarele electrice de alimentare şi lămpile au fost aşezate pe stîlpi de lemn sau console metalice fixate în zidul caselor. Lămpile erau de tipul Lane-Fox, construite pentru 55 V la borne şi o rezistenţă în stare de incandescenţă de 40 Ω, grupate cîte 8 în paralel. Un grup de opt lămp reprezenta o rezistenţă de 5 Ω, respectiv o putere de 500 W. Fiecare din cele patru circuite avea circa 23 asemenea grupe de lămpi în serie — respectiv 184 lămpi în total — şi necesita o putere de 11,5 kW. Pentru toate cele 731 lămpi incandescente prevăzute în contract, era necesară deci o putere de circa 45 kW, pentru care s-au instalat în centrală cinci dinamuri de cîte 20 kW. Fiecare din cele patru dinamuri în funcţiune alimenta un circuit cu 23 grupuri de lămpi incandescente şi patru lămpi cu arc, revenind în medie o lampă la 80 m de stradă. Mai tîrziu, prin modificări constructive, circuitele au fost reduse la două. Totodată, maşina cu abur de 300 CP a fost înlocuită cu două maşini cu abur verticale de cîte 160 CP, pentru a putea avea astfel în rezervă un grup complet.

În perioada 1884—1887, centrala a furnizat energie electrică numai pentru iluminatul celor 60 km de străzi care fuseseră iluminate pînă atunci cu gaz aerian. Începînd din1887 s-a furnizat energie electrică pentru iluminat şi cîtorva particulari, tot prin aceleaşi circuite.

În 1888 se trece la iluminarea electrică a teatrului comunal, dar, considerîndu-se sistemul de distribuţie în c.c. 2000 V cu intensitate constantă ca periculos, se adoptă pentru teatru şi ceilalţi consumatori particulari sistemul de c.a. monofazat 105 V, 42 Hz. Primul grup instalat în centrală pentru producerea c.a. monofazat a fost o maşină cu abur orizontală de 160 CP şi generator Ganz 80 kW, 2000 V, 42 Hz. Curentul alternativ era distribuit la 2000 V prin LEA şi transformat în cîteva posturi de transformare 2000/110 V, instalate în podurile unor case şi echipate cu transformatoare uscate, de la care pleca reţeaua de distribuţie monofazată 105 V, 42 Hz.

Datorită creşterii consumului particular, în anul următor, 1889, se instalează în centrală încă două grupuri identice, maşini cu abur 150 CP şi generatoare Ganz c.a. monofazate 80 kW, 2000 V, 42 Hz, iar ca rezervă două generatoare mai mici de cîte 40 kW fiecare, putînd fi antrenate de aceleaşi maşini primare.

Concomitent, în hala cazanelor au fost instalate încă patru cazane cu o suprafaţă totală de încălzire de 492 m², care furnizau abur saturat de 7 at.

Instalaţiile electrice de distribuţie erau complet distincte pentru c.c. şi c.a., primele deservind iluminatul public, iar celelalte pe abonaţii particulari, care, pe lîngă iluminat, începuseră să folosească şi mici electromotoare. În 1893 erau deja 514 abonaţi particulari şi 7 electromotoare racordate, numărul consumatorilor crescînd progresiv — la 727 abonaţi şi 24 electromotoare în 1896, respectiv la 1281 abonaţi şi 53 electromotoare în 1899. La sfîrşitul acestei perioade, anul 1900, erau 1470 abonaţi la electricitate cu o putere racordată de 1066 kW, din care 39 kW în 59 electromotoare şi un număr de 956 lămpi electrice publice, dintre care 29 cu arc.

În acelaşi an, puterea totală instalată în centrală era de 780 CP, 340 kW, din care 320 CP, 100 kW în c.c. şi 460 CP, 240 kW în c.a. monofazat, 42 Hz.

Energia electrică produsă de centrală în acelaşi an a fost de 740 000 kWh, adică o utilizare anuală de aprox. 2200 ore pentru puterea electrică instalată.

Perioada 1901—1925. Sistemele de distribuţie adoptate la început nu puteau asigura — în bune condiţii — cererile tot mai numeroase. Se hotărăşte modernizarea şi amplificarea instalaţiilor.

În primul rînd se adoptă curentul alternativ bifazat, considerat în acea vreme un progres faţă de curentul continuu şi curentul alternativ monofazat. Se alege curentul alternativ bifazat 42 Hz cu tensiunea generatoarelor 2 × 2100 V, iar tensiunile de distribuţie 2 × 2000 V cea primară şi 2 × 105 cea secundară, care pătrunseseră deja în Transilvania în acea vreme. Această modernizare permitea o distribuţie mai bună şi în special racordarea la reţea a unor electromotoare mai mari ; dar menţinerea tensiunii secundare de distribuţie la 105 V la fel cu cea monofazată s-a văzut mai tîrziu că nu a fost o decizie bună, raza de distribuţie pentru această tensiune fiind prea mică pentru un oraş de dimensiunile Timişoarei.

Prin instalarea în centrală a noilor grupuri de c.a. bifazat s-a putut renunţa chiar din anul 1901 la c.a. monofazat, însă iluminatul public a mai continuat să funcţioneze în c.c. pînă în 1904, cînd toate instalaţiile de c.c. au fost definitiv scoase

*) Încercări şi începuturi de introducere a iluminatului public electric în acea perioadă se mai făceau şi la Milano (1882), Londra (1883), Paris (1884), dar iluminatul cu gaz aerian existent frîna serios aceste încercări şi începuturi.

din funcțiune și demontate, toți consumatorii fiind trecuți pe c.a. bifazat.

Creșterea consumului de energie electrică de la începutul perioadei a fost accentuată și prin preluarea în 1903 de către primărie a tramvaielor — între timp electrificate (1900—1901) — și care încep a fi alimentate din 1904 din centrala electrică comunală printr-o stație de convertizoare.

Modernizarea și amplificarea instalațiilor pe această bază a început din centrală. În 1901 se instalează primele două cazane pentru abur supraîncălzit de 280°C și 12 at și două grupuri identice mașini cu abur compound orizontale 440 CP, fabricație Nicholson și generatoare Ganz 280 kW 2 × 2100 V c.a. bifazat, 42 Hz.

În 1902 se instalează încă un grup, identic cu primele două, iar preluarea tramvaielor electrice și trecerea iluminatului public în c.a. impune instalarea în anul 1904 a unui al patrulea grup mașină cu abur orizontală fabricație Nicholson 771 CP — generator Ganz 500 kW. În 1906 se instalează al cincilea grup de 826 CP, 550 kW, pentru a se putea face față în special consumului pentru forță motoare necesitată de cele 327 electromotoare racordate la rețea.

Alimentarea tramvaielor electrice în c.c. 550 V s-a făcut la început numai de o stație de convertizoare de la centrală din cartierul Fabrică, echipată cu două grupuri rotative identice motor c.a. 185 CP și dinam 125 kW, 550 V c.c. și o baterie-tampon de acumulatoare Tudor cu o capacitate de 277 Ah.

În aceeași perioadă s-a pus și problema regularizării rîului Bega, care traversa orașul. Soluția care s-a dat acestei probleme în 1908, de către inginerul-șef al orașului Emil Szilard, a permis să se pună în funcțiune, la 3 mai 1910, în amonte de oraș, către Ghiroda, o centrală hidroelectrică echipată cu trei grupuri identice, turbină Francis orizontală 660 CP Ganz-Danubius și generator Ganz 400 kW 2 × 2100 V, 42 Hz.

Energia electrică produsă de CHE era transportată printr-o legătură directă în cablu de 2 kV la barele generale ale CTE, de unde intra în sistemul de distribuție normal.

De asemenea s-a mărit și puterea stației de convertizoare, instalîndu-se în 1910 un nou grup, motor 300 CP, dinam 200 kW, 550 V, mărindu-se și capacitatea bateriei la 440 Ah, iar în 1913 stația se amplifică din nou cu al patrulea grup identic cu acestea.

Puterea totală instalată la sfîrșitul anului 1912 în centralele electrice ale orașului Timișoara era de 4900 CP pe partea mecanică și 3100 kW pe partea electrică. În același an erau alimentați cu energie electrică un număr de 6280 abonați particulari, 1645 lămpi electrice publice și 1015 electromotoare cu peste 3000 kW instalați.

Energia electrică produsă în același an de cele două centrale ale orașului a fost de 6 095 000 kWh, din care 5 090 000 kWh de către centrala hidroelectrică, o contribuție de peste 80%.

Instalațiile continuă să fie dezvoltate, perioada fiind marcată de o nouă modernizare și amplificare importantă a centralei termoelectrice. În 1913 se instalează primul turbogrup (denumit ulterior TA 3), turbină sistem Zoelly de 3000 CP fabricație Lang și generator c.a. bifazat 2100 V, 42 Hz, fabricație Ganz. Instalarea acestui turbogrup a necesitat și modernizarea ultimelor două cazane instalate pentru a putea furniza abur supraîncălzit de 350°C și 12 at.

În timpul primului război mondial și în anii imediat de după acest război, dezvoltarea instalațiilor — în special a celor de producere — a stagnat, în timp ce numărul abonaților și consumul de energie electrică a continuat să crească, ajungînd, de exemplu în 1920, la aprox. 8 mil. kWh, iar numărul abonaților la 11 850 și al lămpilor publice la peste 2200. Din această cauză — în această parte a perioadei — au existat mari dificultăți în funcționarea instalațiilor electroenergetice și în asigurarea continuității alimentării consumatorilor.

Începînd din anul 1923 se trece la o serie de amplificări și îmbunătățiri, mai întîi prin instalarea a două cazane sistem Babcock & Wilcox pentru abur supraîncălzit de 350°C și 12 at.

Tot în anul 1923 încep și lucrări importante în rețea și se amplifică din nou stația de convertizoare cu un grup motor 600 CP, dinam 400 kW, 550 V.

În același timp se studiază, de către noua conducere a întreprinderii, situația instalațiilor și a exploatării electricității și se ajunge la concluzia că, în primul rînd, este necesară schimbarea sistemului de alimentare prin trecerea la c.a. trifazat de 50 Hz, cu distribuția primară în 3 × 12 000 V și cea secundară în 3 × 380/220 V. Acțiunea pentru introducerea noului sistem a fost începută în 1926, dar a mers foarte încet și a fost terminată abia în 1960.

Modernizarea și amplificarea instalațiilor electroenergetice avea în vedere toate categoriile de instalații, în așa fel încît exploatarea electricității să se poată face la nivelul corespunzător performanțelor unor echipamente moderne.

La sfîrșitul acestei perioade — 1925 — puterea totală instalată în centralele electrice ale orașului Timișoara era de 7900 CP, 5170 kW, din care 5920 CP, 3970 kW în grupuri termice, iar 1980, 1200 kW în grupuri hidraulice.

Numărul abonaților la electricitate în același an a crescut la 16 100, al lămpilor publice la 2320, iar al electromotoarelor racordate la rețea, aproape la 2000, cu o putere de aprox. 7000 kW.

Producția totală de energie electrică pentru alimentarea acestor consumatori a fost de 13 300 000 kWh, din care 6 376 000 kWh, aprox. 50%, energie hidroelectrică.

Perioada 1926—1950. Începînd din anul 1926, se trece la o refacere, modernizare și amplificare sistematică a instalațiilor, lucrări care toate aveau în vedere trecerea la c.a. trifazat de 50 Hz.

Principiul care a fost adoptat pentru această refacere și modernizare a instalațiilor a fost acela al trecerii prin etapa intermediară a c.a. trifazat de 42 Hz, și nu al modificării simultane atît a sistemului de curent — din bifazat în trifazat — cît și al frecvenței — de la 42 Hz la 50 Hz — așa cum s-a făcut la Arad, de exemplu.

Tensiunea generatoarelor trifazice, respectiv cea de distribuție primară aleasă de 12 kV la 50 Hz cu 3000 rot/min la generatoare, se reducea la 10 kV pentru funcționarea generatoarelor la 2520 rot/min și 42 Hz, iar tensiunea de distribuție aleasă de 3 × 380/220 V la 50 Hz devenea 3 × 320/185 V în perioada funcționării la 42 Hz.

Această soluție a fost considerată ca necesară pentru a se putea face trecerea succesivă a instalațiilor de la 42 Hz la 50 Hz, corespunzător fondurilor ce puteau fi alocate pentru investiții în noile instalații.

Soluția a prezentat dezavantajul funcționării îndelungate a instalațiilor la parametri nenormali și cu capacitate redusă, menținînd un timp îndelungat în zona consumului o situație anormală, fiind necesare receptoare cu caracteristici tehnice speciale, greu de procurat și mai scumpe. Avantajul acestei soluții a fost totuși acela că toate lucrările din zona de alimentare s-au executat fără nici o întrerupere a consumatorilor. Singurele întreruperi erau cele individuale sau de grupuri mici ale abonaților, legate de alimentarea din posturi, de verificarea instalațiilor de utilizare și de schimbarea receptoarelor proprii.

În 1926 se instalează, în prelungirea sălii mașinilor, primul turboalternator de c.a. trifazat (TA_1), turbină Rateau 5500 CP și alternator Vickers 3500 kW pentru tensiunea 3 × 12 600 V la 50 Hz, care la început a funcționat la 3 × 10 500 V și 42 Hz.

În același timp se trece la construirea stației trifazice de 12 kV (10 kV) de la centrală și la refacerea rețelei electrice pentru c.a. trifazat, coordonat cu puterile instalate și disponibile în centrală pentru c.a. trifazat.

Întrucît în această perioadă nu exista nici o rezervă pentru instalațiile de producere a c.a. trifazat, a fost necesară o legătură între cele două sisteme de c.a. În acest scop, în stația din centrală nou construită s-au instalat și două transformatoare bifazat/trifazat 3 × 10 500/2 × 2100 V de tipul Sonns, 1600 kVA fiecare, construite de Reșița. Ceva mai tîrziu, în 1929, pentru a face independente variațiile de tensiune din cele două înfășurări ale acestor transformatoare, s-au instalat și două transformatoare de reglare Siemens-Schuckert, cu o bandă de reglare de ±7,5%.

Tot în vederea ridicării gradului de siguranță în alimentarea sectorului central al rețelei electrice, în 1926 s-a construit, în Piața Asănești, o stație electrică de conexiuni bifazat/trifazat 2 × 2100/3 × 10 000 V, echipată cu două transformatoare de 640 kVA și respectiv, 1600 kVA.

Refacerea rețelei electrice a început cu cartierul central Cetate, unde s-a construit o nouă rețea de distribuție primară

Anul	1926	1933	1938	1942
Lămpi publice	2 393	3 329	4 020	4 064
Abonaţi	17 728	18 991	21 972	23 704
Electromotoare	2 143	2 732	3 926	4 232
Energia electrică				
Iluminat public, kWh	..	..	972 000	522 000
Iluminat şi utilizări casnice, kWh	..	..	2 881 000	3 015 000
Iluminat general (fabrici, instituţii, magazine, birouri etc.), kW	..	..	2 555 000	1 905 000
Forţă motoare, kWh	..	..	11 560 000	12 752 000
Tracţiune electrică, kWh	..	..	2 108 000	2 554 000
Consum propriu, kWh	..	..	1 760 000	2 443 000
Total consum, kWh	..	..	21 836 000	23 191 000
Pierderi în reţea, kWh	..	..	3 855 000	4 114 000
Total produs, kWh	14 090 000	17 400 000	25 691 000	27 305 000
din care hidroelectric, kWh	7 270 000	6 160 000	6 116 000	5 200 000

trifazată subterană de 12 kV. Concomitent s-au executat posturi de transformare de 12 000/380/220 V echipate cu transformatoare în ulei de puteri cuprinse între 50 şi 250 kVA, desfiinţîndu-se în acest cartier cea mai mare parte din numeroasele transformatoare mici, monofazate, uscate, care erau amplasate în special în podurile caselor.

Reţeaua electrică de distribuţie de joasă tensiune 3 × 380/220 V s-a executat în general aerian, pe stîlpi de lemn, protejaţi la bază în socluri de beton armat.

Prin extinderea reţelei tramvaielor — introducerea în anii 1929—1930 a tramvaielor în cartierele Mahala şi Fratelia — a fost necesară nu numai mărirea capacităţii, dar şi înmulţirea staţiilor de convertizoare. În acest scop s-a executat în anul 1929 o staţie automată de redresoare la o distanţă de aproximativ 4,5 km de centrala termoelectrică din cartierul Fabrică, în care s-a instalat un redresor cu vapori de mercur Brown-Boveri 320 kW, 550 V; capacitatea acestei staţii a fost dublată în anul 1938.

În 1930 se instalează un nou turboalternator (TA 4), turbină Wumag 5500 CP şi alternator Siemens-Schuckert 3000 kW, 3 × 12 600 V, 50 Hz, urmînd să funcţioneze la început la 3 × 10 500 V şi 42 Hz. Acest grup s-a instalat în sala maşinilor, în locul maşinii cu abur nr. 4, de 440 CP, 280 kW.

După instalarea şi a celui de-al doilea turboalternator şi după refacerea unei părţi importante a reţelei, s-a trecut la refacerea, modernizarea şi amplificarea instalaţiilor de cazane, rămase mult în urmă. Pentru amplificarea acestor instalaţii a fost necesară construirea unei noi hale, în care s-au instalat la început unităţi pentru abur supraîncălzit 400—425°C şi 13 ata şi apoi primele unităţi din ciclul 35 ata necesare pentru al patrulea turbogrup pus în funcţiune în 1939 (TA 2), turbină Erste Brünner şi alternator Siemens-Schuckert 4500 kW, 3 × 12 600 V, 50 Hz. Prin instalarea acestui al patrulea turbogrup a fost posibilă trecerea tuturor consumatorilor pe instalaţiile de producere de c.a. trifazat 42 Hz, deşi în reţea au mai rămas încă numeroşi consumatori mici, alimentaţi în c.a. bifazat 42 Hz, folosindu-se pentru aceasta staţiile bi-trifazat din centrală şi din Piaţa Asăneşti.

În 1942 situaţia în reţea era următoarea :

Linii electrice aeriene

Tensiunea, V	10 000	2000	3×320/185	3 × 105	Total
Lungimea, km	11,250	67,340	179,680	97,800	356,070

Linii electrice subterane

Tensiunea, V	10 000	2000	3×320/185 şi 105	Total
Lungimea, km	41,597	15,161	4,578	61,336

Posturi de transformare

Tensiunea de alimentare, V	10 000	2000	Total
Număr de posturi	87	129	216

Lungimea totală a reţelelor aeriene şi subterane era de 417,406 km, iar puterea instalată a transformatoarelor din reţea de 16 973 kVA ; prin aceste instalaţii erau alimentaţi un număr de 23 704 abonaţi şi 3861 lămpi electrice publice.

Pentru a putea aprecia felul în care s-a dezvoltat exploatarea electricităţii în această perioadă (1926—1950), în tabelul de mai sus sînt prezentate principalele date de exploatare pentru cîţiva ani.

În anii următori s-au continuat lucrările în reţea, astfel încît pînă la sfîrşitul perioadei toţi consumatorii au fost trecuţi pe sistemul de distribuţie de c.a. trifazat 42 Hz.

În perioada lipsei de putere din anii de după cel de-al doilea război mondial, în 1952, s-a construit LEA 35 kV Arad — Timişoara şi staţia 35/10 kV Timişoara, pentru a se putea ajuta oraşul Timişoara cu disponibilul de circa 1600 kW 42 Hz existent în centrala Arad.

Trecerea la c.a. trifazat 50 Hz s-a făcut progresiv în perioada 1955—1960, folosindu-se pe rînd grupurile din centrala termoelectrică, în ordinea TA 4, TA 2 şi TA 1, şi unităţile Diesel special instalate în centrala fabricii de zahăr, precum şi staţia 110/35/10 kV Fratelia, alimentată din sistemul energetic naţional în 1957 prin LEA 110 kV Oţelul Roşu — Timişoara.

Bibliografie

[1] * * * Ministerul Industriei şi Comerţului. *Statistica instalaţiilor de forţă din România*. Bucureşti, 1925.

[2] Catona, V. *Monografia Uzinelor electrice din Timişoara, 1884—1934*. Timişoara, 1934.

[3] * * * APDE. *Statistica Uzinelor din România, 1936—1938—1941*.

[4] * * * Întreprinderile electromecanice municipale Timişoara. *Dare de seamă pe anul 1942*. Timişoara, 1943.

[5] Baciu, A. *Cu 75 ani în urmă, pentru prima dată iluminatul public electric în ţara noastră*. În : Energetica nr. 1, 1959.

[6] * * * *Monografia CET Timişoara*. IRE Timişoara, 1971.

CRONICA

A IV-a Conferință internațională de iluminat

Gottwaldov, 22—24 martie 1977

În cadrul programului conferinței, organizată în sala de conferințe a Hotelului „Moskva" din Gottwaldov, au fost prezentate 27 de lucrări ale unor specialiști cunoscuți din R.F.G., Olanda, R.D.G., U.R.S.S. și R.P.U., precum și din țara gazdă.

Din problematica tratată în lucrările conferinței se pot menționa în primul rînd cele care s-au ocupat de gospodărirea energiei electrice în iluminat și de randamentul instalației de iluminat (K. Hyndrak : „Gospodărirea energiei electrice în iluminatul artificial" ; V. Tárnok : „Randamentul sistemelor de iluminat"). Scopul urmărit în aceste lucrări constituie una dintre principalele probleme care preocupă lumea în prezent : economisirea energiei electrice, în cazul de față în domeniul iluminatului.

Alte lucrări au avut ca temă progresele înregistrate în domeniul surselor de lumină și al corpurilor de iluminat, precum și probleme ale iluminatului artificial în industrie (Z. Balej : „Surse de lumină de înaltă presiune și adaosuri de halogenuri" ; P. Hornák : „Problemele principale ale dezvoltării corpurilor de iluminat" ; F. Sesták : „Problemele actuale ale iluminatului industrial ; F. Procházka : „Problemele întreținerii sistemelor de iluminat din obiectivele industriale").

Nivelul înalt al preocupărilor în domeniul iluminatului din R.S.C. s-a reflectat în prezentarea unor lucrări legate de problemele fiziologice și psihologice ale vederii în condițiile iluminatului artificial și a unor lucrări din sfera problemelor tratării matematice a mărimilor caracteristice din tehnica de iluminat (T. Habel : „Determinarea în spațiu a cîmpurilor de iluminare" ; Š. Ondrejička : „Problema iluminării plane").

Lucrări valoroase au fost prezentate și în legătură cu determinarea caracteristicilor fotometrice ale materialelor (F. Burghout : „Caracteristicile de reflexie ale suprafețelor șoselelor uscate" ; M. Riemann : „Determinarea proprietăților fotometrice ale materialelor").

O interesantă noutate din domeniul practicii iluminatului a fost descrierea rezultatelor obținute din aplicarea lămpilor cu descărcări în vapori de înaltă presiune, în iluminatul interior (W. Breitfuss : „Dezvoltarea corpurilor de iluminat interior cu lămpi cu descărcări în vapori de înaltă presiune"). Pentru micșorarea efectului luminanței ridicate a acestor lămpi, s-au utilizat corpuri de iluminat de tip indirect.

La încheierea lucrărilor conferinței s-a prezentat, printre altele, și recenta declarație a CIE privind unele tendințe și măsuri eronate aplicate în domeniul iluminatului în legătură cu economia de energie. În declarație se arată că, în conformitate cu unele statistici, din totalul energiei consumate se utilizează pentru iluminat în medie doar 2—5% (din totalul energiei electrice se consumă 12—25% pentru iluminat, în funcție de nivelul de dezvoltare al țărilor respective). Rezultă deci că nici chiar o suprimare totală a iluminatului nu ar aduce o rezolvare a crizei energetice. Pe de altă parte, scăderea fără discernămînt a iluminatului sub nivelele necesare conduce la efecte nefaste asupra activităților omului sub toate aspectele (randament de muncă, calitatea muncii, securitatea circulației, delincvența etc.), echivalente cu însemnate pierderi economice, la care trebuie adăugate și considerente de ordin estetic și de confort. În continuare, în declarație se arată care sînt căile posibile de raționalizare a consumului de energie electrică în iluminat, fără înrăutățirea calității iluminatului.

Cel de-al 3-lea Congres „Lux Europa"

Florența, 25 — 27 mai 1977

Al 3-lea Congres „Lux Europa", organizat de AIDI (Asociația Italiană de Iluminat), s-a bucurat de contribuția unor renumiți specialiști din Europa Occidentală, precum și din unele țări socialiste. Lucrările prezentate au adus o contribuție importantă în multe domenii ale tehnicii iluminatului, permițînd aprecierea stadiului de dezvoltare actuală a iluminatului pe plan mondial, precum și a direcțiilor și tendințelor de evoluție a acestuia.

Printre lucrările care au abordat teme de acută actualitate se remarcă cele referitoare la raționalizarea consumului de energie în instalațiile de iluminat (G. Franck : „Lumină și energie" ; P. Massart : „Criza energetică, sursă de progres în iluminat" ; F.B. Collins și V.H.C. Crisp : „Gospodărirea energiei și Codul IES" etc.). Diferitele cercetări, intensificate de declanșarea crizei energetice, au condus la găsirea unei serii de posibilități de economisire a energiei în iluminat, fără înrăutățirea calității iluminatului, ci prin mărirea eficienței instalațiilor de iluminat (N. Mousset : „Economiile în iluminat prin alegerea sistemelor optice în funcție de sursa de lumină și de domeniul de utilizare" ; G. Gramsci și S. Molinari : „Efectul materialelor optice asupra întreținerii și a economiei" ; M. Wood — Robinson : „Avantajele economice și estetice ale iluminatului cu descărcări în vapori de intensitate mare"). De mare actualitate se bucură soluțiile de integrare a instalațiilor de iluminat din clădiri cu alte servicii (climatizare, încălzire etc.), cu rezultate deosebite asupra economiei de energie (K.F. Bogatev : „Reducerea consumului de energie prin instalații integrate în industria textilă" ; L.Bedocs și M.F.H. Pinniger : „Sisteme integrate de tavane luminoase" etc.). În aceeași idee, mai multe lucrări au analizat posibilitățile de utilizare mai eficace a luminii naturale în iluminatul interior, solicitînd în acest sens o mai mare colaborare între constructori și arhitecți cu specialiștii în iluminat.

Lucrări valoroase au fost prezentate referitor la rezultatele cercetărilor privind legătura dintre fiziologia vederii și natura iluminatului (W. Stanioch : „Distribuția energiei spectrale și aprecierea cîmpului vizual"). Un interes deosebit au trezit studiile care au demonstrat că în diferitele condiții de iluminat artificial privind compoziția spectrală a luminii, ochiul se comportă diferit, prezentînd performanțe diferite (L. Ronchi și S. Stefanacci : „Ametropia și deosebirea culorilor în lumina lămpilor cu vapori de mercur și de sodiu, de înaltă presiune"). De aceea examinarea ochiului pentru stabilirea defectelor de vedere și pentru prescrierea ochelarilor trebuie să se refere și la natura iluminatului.

Cercetări similare s-au ocupat de aprecierea vizibilității obținute cu diferite instalații de iluminat public exterior, demonstrînd că criteriul de apreciere a calității luminii trebuie să fie factorul de redare a contrastului (P.R. Boyce și M. Wood-Robinson : „Variabilitatea factorului de redare a contrastului").

Programul Congresului a cuprins și vizitarea iluminatului artistic al orașului Florența, ca o demonstrație practică a îmbinării armonioase a considerentelor de ordin arhitectural cu principiile iluminatului artificial.

Sesiunea de comunicări tehnico-științifice „Probleme actuale ale iluminatului electric"

Timișoara, 3-4 iunie 1977

În zilele de 3-4 iunie 1977, Întreprinderea „Electro-Banat" din Timișoara a organizat o sesiune de comunicări tehnico-științifice în domeniul tehnicii iluminatului, care s-a bucurat de o largă participare. În programul sesiunii au fost înscrise 42 de lucrări, organizate pe două secții. Printre autorii lucrărilor s-au numărat, pe lîngă cadrele întreprinderii organizatoare, specialiști ai unor institute de cercetări și proiectări (ICEMENERG, IPIU, IPROMET, IPA, ICPE), precum și din învățămîntul superior (Institutele politehnice din București, Timișoara și Cluj-Napoca), institute cunoscute pentru preocupările și contribuțiile lor în domeniul tehnicii iluminatului.

Comunicările prezentate au oglindit preocupările specialiștilor pentru rezolvarea problemelor majore pe care le pune stadiul actual de dezvoltare a tehnicii pe plan mondial și etapa actuală de dezvoltare a industriei naționale.

Astfel, o serie de lucrări au tratat aspecte ale problemei economiei de energie și ale creșterii randamentului în iluminat. Dintre acestea se menționează :

— I. Balaci : Tendințe și realizări moderne în tehnica iluminatului electric sub aspectul utilizării raționale a energiei electrice.

— P. Dinculescu și M. Popescu : Tendințe actuale în evoluția surselor de lumină în contextul politicii de economisire a energiei electrice.

— F. Belsadsky și A. Luhovsky : Aparatura realizată de IPA în colaborare cu IEA și IAEI-Titu pentru economisirea energiei electrice destinate iluminatului.

— V. Prodea : Influențele pozitive ale corpurilor de iluminat cu puteri mărite și randamente ridicate.

— N. Mărgan și L. Oberst : Randamentul luminos al corpurilor de iluminat.

Alte lucrări s-au referit la rezolvarea eficientă a iluminatului în industrie sau în alte domenii, cunoscîndu-se efectele pozitive ale unui iluminat corespunzător asupra eficacității muncii și în general asupra activității omului :

— E. Ionescu și P. Stănescu : Problema iluminatului electric al halelor înalte din industria metalurgică.

— O. Stavrescu și C. Irinei : Soluții noi pentru optimizarea iluminatului public din țară.

— Gh. Bănică : Iluminatul tunelelor și al pasajelor subterane.

Un mare număr de lucrări s-au referit la problemele legate de concepția, fabricația și exploatarea corpurilor de iluminat moderne, cu caracteristici și performanțe care să corespundă exigențelor actuale :

— S. Petruș : Elemente de proiectare, construcție, verificare și atestare a corpurilor de iluminat antiexplozive.

— I. Lazăr ș.a. : Cercetări privind corpurile de iluminat din instalațiile de recuperare a căldurii din iluminatul fluorescent în sistemele integrate iluminat-încălzire-climatizare.

— E. Dornbach : Studiu comparativ al diverselor scheme de iluminat fluorescent sub aspectul randamentului, al factorului de putere și al stabilității.

— N. Sălăjan : Fabricarea dispersoarelor din masă plastică pentru corpuri de iluminat produse de „Electro-Banat".

— C. Ivanovici : Considerații asupra duratei de viață și a calității unor elemente componente ale corpurilor de iluminat.

— S. Toader și C. Nichici : Studiu experimental asupra comportării la vibrații în condiții de exploatare a corpurilor de iluminat stradale produse de întreprinderea „Electro-Banat"

O altă categorie importantă de lucrări s-a ocupat de problemele concepției, fabricației și verificării corpurilor de iluminat pentru autovehicule, produse de o deosebită importanță pentru industria constructoare de autovehicule din țară.

În timpul sesiunii, în sala de expoziție a Întreprinderii „Electro-Banat" au fost prezentate cele mai importante produse din programul fabricației de corpuri de iluminat al întreprinderii.

Din lucrările prezentate, care au fost urmate de discuții, s-au desprins cîteva concluzii importante, dintre care se pot menționa :

— există posibilități pentru o mai bună gospodărire a energiei electrice în domeniul iluminatului, prin utilizarea de surse și corpuri de iluminat cu randamente luminoase ridicate, prin combinarea iluminatului local cu cel general, prin sectorizarea iluminatului general, utilizarea variatoarelor de iluminat etc. ;

— necesitatea economisirii energiei electrice în iluminat nu trebuie să conducă la reducerea fără discernămînt, sau chiar la suprimarea iluminatului în anumite zone sau perioade de timp cînd el este necesar, deoarece astfel, prin efectele negative exercitate asupra activității omului, sub aspect cantitativ și calitativ, în final se produc prejudicii importante pe planul general al economiei naționale ;

— iluminatul trebuie să țină pasul cu dezvoltarea dinamică a industriei și în general cu progresul tehnic, care impun cerințe crescînde de calitate iluminatului locurilor de muncă cu procese de producție din ce în ce mai complexe, iluminatului public exterior și iluminatului interior al mediului în care omul își desfășoară activitatea zilnică.

Problemele pe care le ridică tehnica modernă a iluminatului necesită o strînsă colaborare între cei care lucrează în diferitele domenii ale acestei specialități. În această idee s-a remarcat atenția cu care au fost urmărite lucrările sesiunii și discuțiile interesante angajate între participanți, care au evidențiat utilitatea organizării periodice a unor astfel de întruniri ale specialiștilor care se preocupă de progresul tehnicii iluminatului din țară.

Dr. ing. **Ladislau Oberst**

membru al Comitetului național român al C.I.E.

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.S. România. Redacția : București, Str. Doamnei 14—16 Sectorul 4. Telefon : 15 08 90. Instituțiile pot achita abonamente pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi : lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale : lei 30 anual. Prețul unui exemplar : 5 lei. Taxele poștale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. I. c. 7573

41 401

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 311.2 :621.039 :621.362 :519-281

Поп, М. Г. М., Маня, Д., Урсу, Е., Шишкин, Е. и *Маня, Н.*: **Технико-экономический анализ для выбора теплогидравлических параметров одного парогенератора с принудительным прохождением для АЭС**

На основе сложного технико-экономического анализа статья поставляет полезные информации проектантам, касающиеся выбора оптимальных значений теплогидравлических и геометрических параметров парогенераторов с принудительным прохождением для атомных электростанций.

Energetica 25 (1977), № 9, стр. 311—316

ДК 6—3.6 : 547.23

Станисавлиевич, Л.: **Химический щелочный режим воды и использование гидразина**

Energetica 25 (1977), № 9, стр. 317—321

ДК 621.892.098.001.4

Гоосс, В.: **Влияние механических загрязнений на эволюцию качества турбинных аддитивных масел**

Описывается способ, при котором загрязнения влияют на устойчивость при окислении турбинных аддитивных масел, а также и влияние, оказываемое на тесты достижений, как свойства пенообразования и дезэмульгирования масел, используемых на смазочных и регулируемых контурах турбин.

Energetica 25 (1977), №, 9, стр. 322—328

ДК 621.311.1 :512.2/.4

Константинеску, Ж. и *Хомош, М.*: **Практический метод расчета для исследования статической устойчивости сложных электроэнергетических систем**

Представляется процесс расчета статической устойчивости электроэнергетических систем на основе критерия аннулирования свободного термина линеаризированного уравнения, описывающего состояние сети.

Energetica 25 (1977), № 9, стр. 328—336

ДК 621.315.65/.68 :556.5

Гаврилэ, Г. и *Матэ, Б.*: **Новые исследования относительно случаев поверхностного перекрытия изоляции выключателей 10—20 кв; 630А и возможности устранения аварий благодаря этому**

Статья занимается улучшением условий работы изолирующих стержней выключателей при неблагоприятных климатических условиях.

Energetica 25 (1977) № 9, стр. 336—347

ИЗ ПРОШЛОГО ЭЛЕКТРИФИКАЦИИ РУМЫНИИ

ДК 621.311·1 (498)

Морцун, К.: **Электрификация уезда Тимиш**

Energetica 25 (1977), №, 9 стр. 347—350

ХРОНИКА

INHALTSVERZEICHNIS

DK 311.2 :621.039 :621.362 :519.281

Pop, M.G.M., Manea D., Ursu Ec., Sişchin, E. und *Manea, N.*: **Technisch-ökonomische Analyse bei der Auswahl der thermohydraulischen Parameter eines Zwangsdurchlauf-Dampferzeugers für Kernkraftwerke**

Auf Grund einer komplexen technisch-ökonomischen Analyse stellt der Beitrag den Projektanten nützliche Informationen bezüglich der Auswahl optimaler geometrischer und thermohydraulischer Parameterwerte der zu Ausrüstung von Kernkraftwerken bestimmten Zwangsdurchlauf-Dampfkessel zur Verfügung.

Energetica 25 (1977), H. 9, S. 311—316

DK 6—3.6 :547.23

Stanisavlievici, L.: **Basisches chemisches Wasserregime und der Einsatz von Hydrasin**

Energetica 25 (1977), H. 9, S. 317—321

DK 621.892.098.001.4

Gooss, W.: **Der Einfluss fester Fremdstoffe auf die Änderung der Qualität additivierter Turbinenöle**

Es wird die Art und Weise beschrieben, in der die Verunreinigung durch feste Fremdstoffe auf die Oxydationsbeständigkeit additivierter Turbinenöle einwirken, sowie ihr Einfluss auf die Ergebnisse der Eigenschaftsprüfung, wie z.B. Schäumung und Entemulsionierung, der in den Schmier-und Regelkreisläufen der Turbinen verwendeten Öle behandelt.

Energetica 25 (1977), H. 9, S. 322—328

DK 621.311.1 : 512.2/.4

Constantinescu, J. und *Homoş, M.*: **Praktisches Berechnungsverfahren zur Untersuchung der statischen Stabilität komplexer Elektroenergiesysteme**

Es wird ein Berechnungsverfahren zur Bestimmung der statischen Stabilität der Elektroenergiesysteme anhand der Annulierung des freien Glieds der entsprechenden charakteristischen Gleichung eines linearisierten Gleichungssystems vorgeführt, welches den Zustand des Netzes beschreibt.

Energetica 25 (1977), H. 9, S. 328—336

DK 621.315.65/.68 : 556.5

Gavrilă, Gh. und *Mathé, B.*: **Neue Untersuchungen der Ursachen des Isolationsüberschlags bei den 10—20 kV/630-A-Schalter und der Möglichkeiten zur Vorbeugung der dadurch verursachten Havarien**

Der Artikel befasst sich mit der Verbesserung der Arbeitsbedingungen von Isolierungsstangen der Schalter bei ungünstigen Wetterbedingungen.

Energetca 25 (1977), H. 9, S. 336—347

AUS DER GESCHICHTE DER ELEKTRIFIZIERUNG RUMÄNIENS

DK 621.311.1(498)

Morţun, C.: **Elektrifizierung des Kreises Timişoara**

Energetica (25 (1977), H. 9, S. 347—350

CHRONIK

SOMMAIRE

CD 311.2. : 621.039 : 621.362 : 519.281

Pop, M.G.M., Manea, D., Ursu, Ec., Şişchin, E. et *Manea, N.* : **Analyse technique-économique pour le choix des paramètres thermo-hydrauliques d'un générateur à vapeur à pénétration forcée pour les centrales nucléaires électriques**

A base d'une analyse technique-économique complexe, l'article fournit des informations utiles pour les ingénieurs chargés de projets en ce qui concerne le choix des valeurs optimales des paramètres thermo-hydrauliques et géométriques des générateurs à vapeur à pénétration forcée pour les centrales nucléaires électriques.

Energetica 25 (1977), no. 9, p. 311–316

CD 6–3.6 : 547.23

Stanisavlievici, L. : **Le régime alcalin de l'eau et l'utilisation de l'hydrasine**

Energetica 25 (1977), no. 9, p. 317—321

CD 621.892.098.001.4

Gooss, W. : **Le rôle des impuretés mécaniques dans l'évolution de la qualité des huiles de turbine avec additifs**

On décrit la modalité dans laquelle les impuretés influencent la stabilité à l'oxydation des huiles de turbine avec additifs, ainsi que l'influence qu'elles exercent sur les tests de performance, telles les propriétés d'écumage et de désémulsionnement des huiles utilisées dans les circuits de graissage et de réglage des turbines.

Energetica 25 (1977), no. 9, p. 322–328

CD 621.311.1 : 512.2/.4

Constantinescu, J. et *Homoş, M.* : **Méthode pratique de calcul pour l'étude de la stabilité statique des systèmes électroénergétiques complexes**

Les auteurs présentent un procédé de calcul de la stabilité statique des systèmes électroénergétiques, à base du critère de l'annulation du terme libre de l'équation caractéristique correspondante du système d'équations linéaires qui décrit l'état du réseau.

Energetica 25 (1977), no. 9, p. 328–336

CD 621.315.65/.68 :556.5

Gavrilă, Gh. et *Mathé, B.* : **Nouvelles recherches sur les causes du contournement de l'isolation des disjoncteurs IO–20 kV, 630 A et possibilités d'éliminer les avaries causées par celles-ci**

L'article traite de l'amélioration des conditions en service des tiges isolantes des disjoncteurs en milieu climatique défavorable.

Energetica 25 (1977), no. 9, p. 336—347

ASPECTS DE L'ELECTRIFICATION DE ROUMANIE

CD 621.311.1(498)

Morţun, C. : **L'électrification du département Timiş**

Energetica 25 (1977), no. 9, p. 347–350

CHRONIQUE

CONTENTS

DC 311.2 : 621.039 :621.362 : 519.281

Pop, M.G.M., Manea, D., Ursu, Ec., Sişchin, E. and *Manea, N.* : **Technical-economic analysis for selection of thermohydraulic parameters of a forced circulated steam generator for nuclear power plants**

Based on a complex technical-economic analysis, the article offers useful information to designers, regarding choosing of optimum values for thermohydraulic and geometrical parameters of forced circulated steam generators for nuclear power plants.

Energetica 25 (1977), nr. 9, p. 311–316

DC 6–3.6 : 547.23

Stanisavlievici, L. : **Alkaline chemical condition of water and use of hidrazine**

Energetica 25 (1977), nr. 9, p. 317—321

DC 621.892.098.001.4

Gooss, W. : **Influence of mechanical impurities on quality progress of turbine activated oils**

The author describes the way in which the impurities influence the oxidation stability of turbine activated oils, as well as the influence exerted on performance tests, as frothing and disemulsification properties of oils used in lubrication and control circuits of turbines.

Energetica 25 (1977), nr. 9, p. 322–328

DC 621.311.1:512.2/.4

Constantinescu, J. and *Homoş, M.* : **Practical computing method for static stability analysis of complex electroenergetic systems**

There is presented a new computing way of static stability of electroenergetic systems, based on the criterion of vanishing the free term of the characteristic equation corresponding to the liniarised equation system describing the network condition.

Energetica 25 (1977), nr. 9, p. 328–336

DC 621.315.65/.68 : 556.5

Gavrilă, Gh. and *Mathé, B.* : **Some new researches regarding reasons for flash-over of IO–20 kV, 630 A switch insulation, as well as possibilities of eliminating the breakdowns induced by the former**

The paper deals with the improvement of operating conditions for insulating rods of switches under an adverse environment.

Energetica 25 (1977), nr. 9, p. 336–347

ASPECTS FROM THE ELECTRIFICATION PAST OF ROMANIA

DC 621.311.1(498)

Morţun, C. : **Electrification of Timiş district**

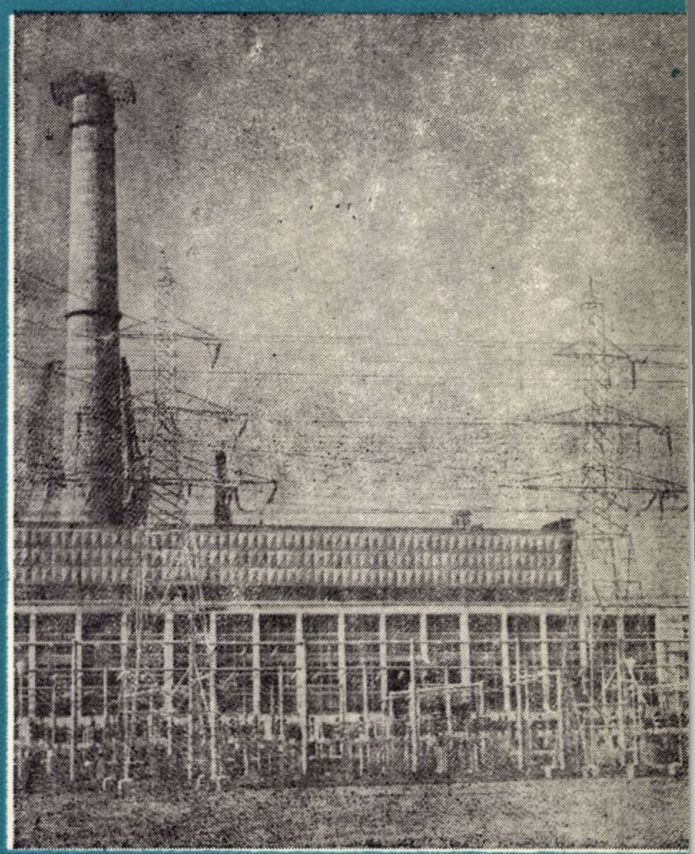
Energetica 25 (1977), nr. 9, p. 347–350

CHRONICLE

RE
ROMANIA

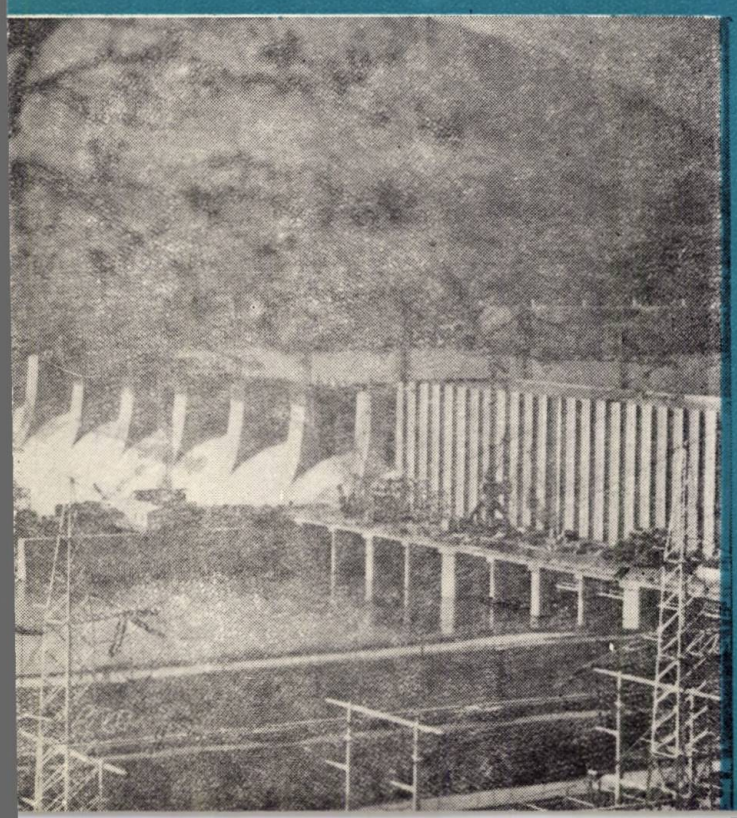
Foreign Trade State Company

carries on services in the power field, ranging from studies and designs up to project commissioning, through the specialized units within the Ministry of Electric Energy



ROMENERGO exports :

- high, medium and low voltage lines;
- transformer and distribution points and stations ;
- poles and fittings for high, medium and low voltage lines ;
- erection and assembling of power projects, carried out abroad for thermo- and hydropower stations, dams, hydrotechnical constructions, etc. ;
- export and transport of electric power ;
- studies, designs, technical assistance, experts' account in the power field as well as other specific engineering activities



ROMENERGO imports :

- complex power installations and equipments for all fields of thermo and hydro - as well as nuclear - energy generation ;
- equipments and components relevant for the energetic field, spare parts included ;
- equipments, apparata and materials for erection-assembling jobs of high, medium and low voltage lines, as well as for "key" supplies.

1, Lacul Tei Blvd., sector II
BUCHAREST – ROMANIA
Telex: 11525 ROMENG-R
Telephone: 12.13.26
P.O. Box: 736
Cables: Romenergo-Bucharest

1978 MAR 2 91

E 2039

MW

10

REFERALVA

energetica

VOLUMUL XXV
BUCUREŞTI OCTOMBRIE 1977

0 6 12 18 2

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 25 Nr. 10 Octombrie

Cuprinsul

		Pag.
M. Cârdu	Aspecte tehnico-economice ale construcţiei turbinelor cu abur de mare putere destinate centralelor nucleare-electrice	355 – 362
M.G.M. Pop, D. Manea şi Ecaterina Ursu	Influenţa pornirilor sistemului nuclear de producere a aburului asupra duratei de viaţă a generatoarelor de abur din centralele nucleroelectrice	363 – 367
Elena Chirtea	Stadiul actual de aplicare a procedeului de tratare a apei prin osmoză inversă	367 – 375
Lokodi Zoltan şi Kerekes Ioan	Rezolvarea unor cazuri speciale de reconstituire a schemei de conexiuni la circuite secundare de curent	375 – 384
E. Covar	Asigurarea deconectării circuitelor defecte la refuz de declanşare a întreruptoarelor circuitelor, în staţiile de 6 kV din întreprinderi industriale	385 – 387
PUNCTE DE VEDERE		
Fl. Alexe	Asupra interdependenţei dintre dezvoltarea economică şi consumul energetic	387 – 390
DIN TRECUTUL ELECTRIFICĂRII ROMÂNIEI		
O. Ţuţuianu	Centrala electrică Filaret-Bucureşti, un capitol de seamă în istoria energeticii româneşti	390 – 396

Revista apare sub îndrumarea Consiliului ştiinţific al Institutului central de cercetări energetice

1978 JAN 25

Aspecte tehnico-economice ale construcției turbinelor cu abur de mare putere destinate centralelor nuclearoelectrice

Ing. M. Cârdu *)

În perioada pînă în 1970, majoritatea întreprinderilor constructoare de turbine cu abur de mare putere considerau că palierul de putere de 450—500 MW constituie limita superioară pînă la care se pot realiza turbine cu abur saturat cu turația de 3000 rot/min, respectiv 3600 rot/min (pentru rețele electrice cu frecvența de 60 Hz) destinate centralelor nuclearoelectrice. Aceasta din mai multe motive, între care, în primul rînd, necesitatea realizării unor arii mari ale secțiunii de eșapare la condensator (mai ales în cazul unei temperaturi reduse a apei de răcire), ceea ce presupune palete cît mai lungi pentru ultimele trepte și mărirea numărului de corpuri de joasă presiune. În perioada care a urmat pînă în prezent, limita superioară a puterii turbinelor cu 3000 rot/min destinate CNE a fost ridicată la 750—800 MW pentru valori scăzute ale presiunii în condensator și, respectiv, la 1000—1200 MW [11], [12] pentru valori mai ridicate ale presiunii în condensator, datorită în principal următoarelor elemente, rezultate ca urmare a progresului tehnic în domeniul construcției de turbine cu abur și a ritmului susținut al construcției de centrale termoelectrice și nuclearoelectrice :

— punerea la punct a paletelor rotorice cu lungimi mari pentru ultimele trepte ale turbinelor cu turația de 3000 rot/min ;

— punerea la punct a unor soluții constructive care să permită obținerea unor turbine relativ scurte în raport cu numărul de fluxuri de eșapare ;

— tendința de construire a unui număr din ce în ce mai mare de CNE cu valori relativ mari ale presiunii la condensator, atît din motive economice cît și ca urmare a adoptării unor sisteme de răcire în circuit închis (cu temperatură mai ridicată a apei de răcire), întrucît cantitățile mari de căldură evacuate în condensatoarele turbinelor (ca o consecință a debitelor mari de abur) ar conduce la nivele prohibitive ale poluării termice a apelor în cazul adoptării unor sisteme de răcire în circuit deschis.

La ora actuală deci, în domeniul de puteri 400—1000 MW, există posibilitatea construirii turbinelor cu abur saturat pentru CNE atît cu turația de 3000 rot/min cît și cu turația de 1500 rot/min (corespunzător frecvenței rețelei electrice de 50 Hz, care interesează țara noastră). Adoptarea uneia dintre cele două turații constituie o problemă complexă, de factură tehnică și economică, diversele aspecte sub care poate fi privită fiind analizate în mod succint în cele ce urmează.

* Ing. Mircea Cârdu este șeful secției proiectare turbomașini din Institutul de cercetări și proiectări echipamente termoenergetice București.

Puterea și randamentul

După cum s-a arătat mai sus, și mai în detaliu, în lucrarea [4], unul dintre cele mai importante elemente care condiționează puterea turbinei și randamentul întregii instalații este aria secțiunii de eșapare la condensator, care este limitată, pe de o parte prin lungimea paletelor la ultimele trepte ca urmare a atingerii nivelului de solicitări maxim admis în acestea, iar pe de altă parte prin numărul de fluxuri de eșapare la condensator, care nu poate fi mărit prea mult (peste 8) din motive de limitare a dilatărilor termice. Desigur că valoarea puterii unitare și randamentul instalației sînt influențate de temperatura apei de răcire în funcție de care se poate realiza o anumită presiune în condensator. În figura 1 este reprezentată diagrama construită de firma Brown-Boveri [7] pentru puterea unitară a turbinelor cu abur destinate CNE, pentru diverse valori ale presiunii în condensator (p_c), ale numărului de fluxuri de eșapare (Z_e) și diverse lungimi ale paletelor la ultima treaptă (l_p), atît pentru turația de 3000 rot/min, cît și pentru 1500 rot/min. Din această diagramă se observă că, admițînd de exemplu o valoare destul de scăzută a presiunii în condensator, de 0,05 bar, se poate realiza o turbină pentru CNE cu puterea unitară de circa 900 MW, atît în varianta cu turația de 3000 rot/min ($Z_e = 6$; $l_p = 950$ mm), cît și în varianta cu turația de 1500 rot/min ($Z_e = 4$; $l_p = 1200$ mm). Din figura 1 rezultă că pentru o valoare a presiunii în condensator de 0,075 bar, teoretic se pot construi turbine pentru CNE la turația de 3000 rot/min cu puteri pînă la 1800 MW. Aceste valori nu mai sînt la ora actuală de domeniu pur teoretic, întrucît un număr mare de întreprinderi constructoare de turbine au pus la punct și încercate în exploatare palete pentru ultima treaptă cu lungimi de 900—1000 mm, iar unele dintre acestea au realizat astfel de palete cu lungimea de 1200 mm, care se consideră limita superioară ce poate fi atinsă în cazul utilizării ca material de construcție a oțelului aliat [7], [12]*).

În cele ce urmează, turbinele cu 3000 rot/min vor fi denumite „în varianta A", iar turbinele echivalente (ca debit de abur și parametri la intrare) cu 1500 rot/min vor fi denumite „în

* În cazul utilizării unor materiale speciale, ca de exemplu titanul, această limită poate fi depășită.

varianta B". Este evident că pentru o anumită valoare a presiunii în condensator, dispunînd de o arie a secţiunii de eşapare mai mare, se obţine o putere mai mare pentru acelaşi debit de abur, ca urmare a scăderii pierderilor prin viteza la evacuare; în consecinţă randamentul pentru aceeaşi putere şi parametri, randamentul instalaţiei (exprimat în mod curent prin consumul specific de căldură) este mai bun cu 2,5—6% la turbinele în varianta B, în funcţie de o serie de factori, cum ar fi: lungimile paletelor la ultimele trepte, numărul de

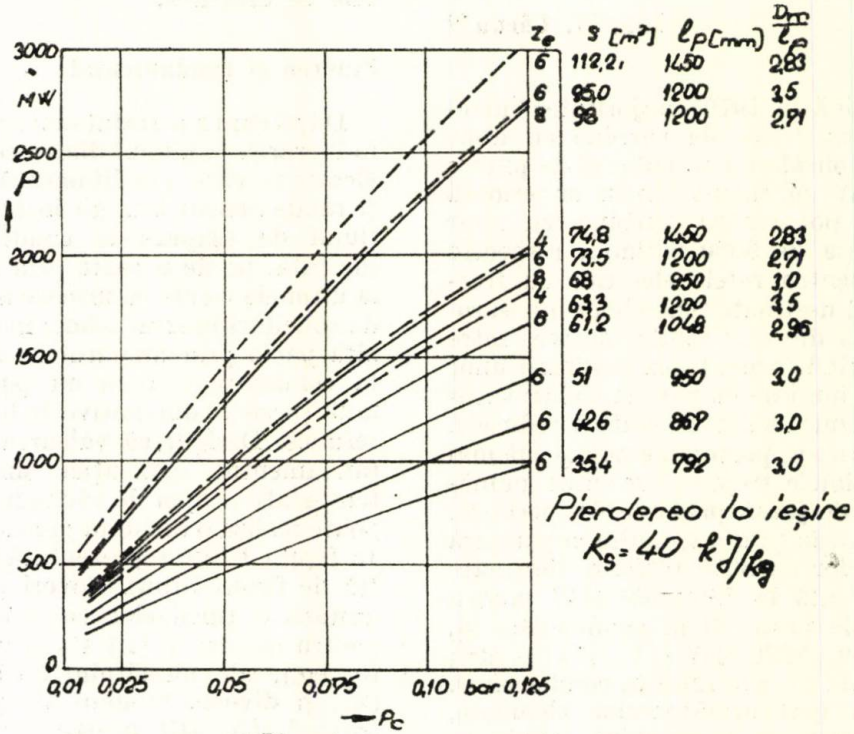


Fig. 1. Domeniul de puteri al turbinelor cu abur pentru CNE
——— 3000 rot/min; — — — 1500 rot/min

total al instalaţiei este şi el mai bun. Din acest punct de vedere turbinele în varianta B pot fi totdeauna superioare celor în varianta A. Pe de altă parte, acestea din urmă au şi randamentul intern mai scăzut decît cele în varianta B, datorită în primul rînd faptului că pierderile relative de capăt sînt mai mari în cazul turbinelor în varianta A, jocurile radiale rotor-stator la periferia paletelor fiind independente de turaţie şi diametrele treptelor, iar lungimile paletelor la care acestea se raportează fiind mai mici în cazul variantei A.

Pierderile externe datorite scăpărilor de abur la etanşările terminale sînt la rîndul lor mai reduse la turbinele în varianta B, în ciuda faptului că diametrele acestor etanşări sînt mai mari decît la turbinele în varianta A. Aceasta deoarece numărul etanşărilor este mai redus la turbinele în varianta B, ca urmare a numărului mai redus de corpuri. Tot din această cauză, care are drept consecinţă un număr mai redus de lagăre, şi pierderile mecanice sînt mai reduse la turbinele în varianta B în raport cu cele în varianta A. Datorită cauzelor arătate mai sus, dacă se ia în consideraţie şi faptul că la turbinele în varianta B aria secţiunii de eşapare este de obicei mai mare decît la varianta A fluxuri la corpurile de înaltă presiune, numărul de corpuri şi respectiv fluxuri de joasă presiune, temperatura apei de răcire, presiunea la care se face separarea externă a umidităţii etc., la cele două variante comparate.

Dimensiuni şi greutăţi

Teoretic, dimensiunile radiale ale rotoarelor turbinelor în varianta B pot fi dublate în raport cu dimensiunile turbinelor echivalente în varianta A, în condiţii în care solicitările datorită forţelor centrifuge nu se schimbă. Acest lucru se demonstrează în cazul paletelor pe baza relaţiei pentru forţa centrifugă $F = m \cdot r \cdot \omega^2$, în care

m este masa piesei în rotaţie;

r — raza centrului de greutate a acesteia;

$\omega = \frac{n}{60}$, unde n este turaţia (în rot/min).

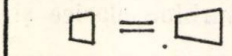
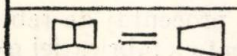
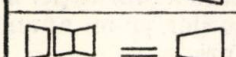
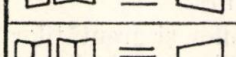
Se observă că mărirea de 2 ori a dimensiunilor duce la o mărire de $2^4 = 16$ ori a forţei centrifuge, iar reducerea de 2 ori a turaţiei duce la reducerea de $2^2 = 4$ ori a acestei forţe. În ansamblu, forţa centrifugă creşte de 4 ori, dar, secţiunea piesei crescînd la rîndul ei de 4 ori, solicitarea datorită forţei centrifuge rămîne

neschimbată. În aceste condiții se pot obține arii ale secțiunilor de eșapare a aburului la ultima treaptă de 4 ori mai mari, sau, respectiv, un număr de eșapări la condensator de 4 ori mai mic. În practică intervin elemente legate de solicitările la încovoiere a paletelor datorită forței aburului și de comportarea acestora din punctul de vedere al vibrațiilor, și dimensiunile treptelor (diametre, lungimi de palete) turbinelor în varianta B sînt mai mari, de pînă la 1,7 ori decît cele ale turbinelor în varianta A. Rapoartele celorlalte dimensiuni ale maselor și numărului de palete statorice pentru cele două variante de turații în conformitate cu studiile firmei Brown-Boveri [9] (cu referire la la turbine „cu reacțiune") sînt date în tabelul 1, în care s-au tratat situații pentru rapoarte ale diametrelor pînă la $\frac{D'}{D} = 2$ — limita teoretică în raportul $L'/L = 1{,}81$. Celelalte rapoarte din tabel au fost determinate pornindu-se de la ipotezele și modul de calcul arătat mai sus.

Dacă se compară variantele A și B ale unei turbine de mare putere pentru CNE, rezultă în majoritatea cazurilor lungimi egale sau mai mari la varianta B și în orice caz lățimi și înălțimi mai mari la această variantă în raport cu varianta A. Pentru exemplificare menționăm că o turbină cu putere de ordinul 600—700 MW este cu 3—4 m mai scurtă în varianta A decît în varianta B. În consecință, și greutățile turbinelor în varianta B sînt mai mari decît ale celor echivalente, în varianta A, așa cum se observă, pentru elemente importante (carcase, rotoare), în tabelul 1. Astfel, rotorul de JP al unei turbine de 600—700 MW în varianta A are o greutate de circa 70 t, în timp ce rotorul de JP al unei turbine de aceeași

Tabelul 1

Elemente constructive pentru soluții echivalente în cele două variante de turații

3000 rot./min.	1500 rot./min.	$\frac{D'}{D}$	$\left(\frac{L'}{L}\right)_{MP}$	$\left(\frac{L'}{L}\right)_{JP}$	$\left(\frac{M'}{M}\right)_{IP}$	$\left(\frac{M'}{M}\right)_{JP}$	$\left(\frac{M_r'}{M_r}\right)_{IP}$	$\left(\frac{M_r'}{M_r}\right)_{JP}$	$\left(\frac{Z'}{Z}\right)_{IP}$	$\left(\frac{Z'}{Z}\right)_{JP}$
		1,26	1,81	1,5	2,04	2,07	3,18	2,86	4,0	4,47
		1,59	1,90	1,61	1,50	1,42	2,53	2,06	1,0	1,22
		1,82	1,96	1,69	1,25	1,15	2,20	1,71	0,44	0,57
		2,00	2,00	1,78	1,10	1,00	2,00	1,50	0,25	0,33

D — diametrul (de referință); L — lungimea carcaselor; M — greutatea carcaselor; M_r — greutatea rotoarelor; Z — numărul de palete statorice; $'$ (semnul prim) — pentru 1500 rot/min.

analizată mai sus. Echivalarea numărului de fluxuri (respectiv eșapări) pentru cele două variante de turații s-a făcut în ipoteza păstrării randamentului, motiv pentru care este necesar ca triunghiurile de viteze să fie asemenea (rapoarte u/c_1 egale) și rapoartele l_p/D să fie egale în cele două cazuri. Din aceste două condiții, raportul dintre cele două turații find 2, rezultă printr-un calcul simplu condiția $D'/D = \sqrt[3]{2 \cdot Z_e}$, unde Z_e este numărul de eșapări.

Pe de altă parte, cunoscînd că valoarea căderii termice pe o treaptă este proporțională cu pătratul vitezei periferice u, rezultă că în aceleași condiții de randament la varianta B este necesar un număr de trepte mai mare de $(2/\sqrt[3]{2 \cdot Z_e})^2$ ori decît la varianta A. În primul caz de echivalare din tabel ($D'/D = 1{,}26$), numărul de trepte pentru varianta B este de 2,5 ori mai mare decît la varianta A. Întrucît dimensiunile părților din carcasă neafectate de numărul de trepte (zona de admisie a aburului, zonele etanșărilor terminale) nu cresc în același raport, lungimile carcaselor se găsesc

putere în varianta B are o greutate de ordinul a 200 t. Pentru a ilustra diferența de dimensiuni la rotoarele de JP în cele două variante, în figura 2 sînt reprezentate, la aceeași scară, cîte trei tipuri pentru fiecare turație.

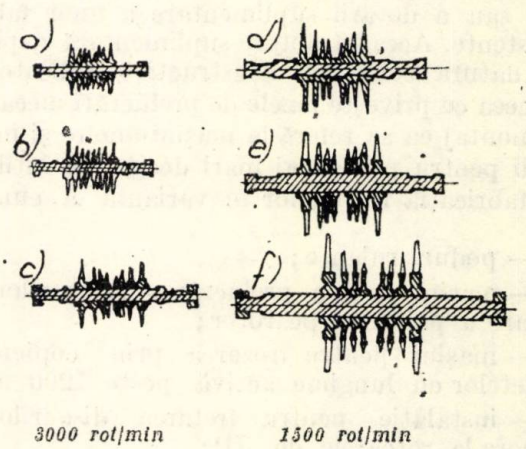


Fig. 2 Rotoare de JP pentru turbine destinate CNE
a) l_p = 750 mm; b) 850 mm; c) 1000 mm; d) 1320 mm; e) 1500 mm; f) 2000 mm (după datele firmei KWU)

Tehnologia de execuţie

Din punctul de vedere al tehnologiei de execuţie, turbinele în varianta B se caracterizează prin diferenţe importante în raport cu tehnologia aplicată în fabricaţia turbinelor în varianta A. Aceste diferenţe se datoresc în special gabaritului şi greutăţilor mult mai mari ale pieselor şi subansamblurilor turbinelor în varianta B comparativ cu cele în varianta A. Astfel, dacă la ora actuală rotoarele turbinelor de mare putere pentru centrale termoelectrice clasice şi cele ale turbinelor în varianta A pentru CNE sînt realizate aproape în exclusivitate ca piese forjate monobloc, la turbinele pentru CNE în varianta B rotoarele de JP sînt realizate cu discuri fretate pe arbore sau din discuri sudate între ele (la BBC), întrucît nu este posibilă realizarea unor piese forjate monobloc de dimensiuni corespunzătoare. Operaţia de fretare este foarte pretenţioasă, presupunînd existenţa unei instalaţii speciale cu ajutorul căreia discurile sînt fixate pe arborele care se găseşte în poziţie orizontală. Echilibrarea dinamică şi transpotul rotoarelor de JP pentru turbinele în varianta B nu sînt posibile cu ultimele palete montate pe discuri, ceea ce presupune montarea acestora în centrală după o tehnologie specială, care constă în echilibrarea de greutăţi şi momente statice la două cîte două palete opuse.

Diafragmele de mari dimensiuni ale turbinelor cu acţiune în varianta B în majoritatea cazurilor nu mai pot fi obţinute prin turnare, ci se execută în construcţie sudată după o tehnologie care constituie ea însăşi o specialitate.

Aceste tehnologii speciale asociate cu gabaritele şi greutăţile foarte mari ale pieselor turbinelor în varianta B în raport cu cele în varianta A fac ca cele dintîi să nu poată fi realizate în fabricile sau cu dotările prevăzute pentru turbine clasice chiar de puteri foarte mari. Apare astfel, pentru turbinele CNE în varianta B, necesitatea construirii unor fabrici noi sau a dotării suplimentare a unor fabrici existente. Această dotare suplimentară depinde de natura soluţiilor constructive aplicate, şi în ceea ce priveşte fazele de prelucrări mecanice şi montaj ea se referă la maşini-unelte şi instalaţii pentru piese mai mari decît cele întîlnite în fabricaţia turbinelor în varianta A, cum ar fi:

— poduri rulante;

— maşini pentru prelucrarea locaşurilor de fixare a paletelor pe rotor;

— maşini pentru frezarea prin copiere a paletelor cu lungime activă peste 1200 mm;

— instalaţie pentru fretarea discurilor pe arbore la rotoarele de JP;

— instalaţie pentru echilibrarea dinamică a rotoarelor de dimensiuni foarte mari.

Desigur că şi pentru fazele primare de fabricaţie (turnare, forjare) fabricile respective trebuie să fie dotate corespunzător dimensiunilor mari ale pieselor pentru varianta B în ceea ce priveşte capacităţile cuptoarelor de elaborare a oţelurilor aliate şi a preselor de forjare, dimensiunile cuptoarelor şi instalaţiilor pentru tratamente termice etc.

Un element important de subliniat îl constituie faptul că, datorită dimensiunilor foarte mari ale pieselor, turbinele în varianta AB necesită suprafeţe de producţie de pînă la 1,5 ori mai mari decît cele necesitate de fabricaţia turbinelor în varianta A.

La turbinele în varianta A se pot utiliza o serie de elemente tipizate (palete, lagăre, cutii de lagăre, etanşări, carcase de JP etc.) comune cu turbinele clasice de mare putere, cu toate avantajele care decurg din aceasta, şi anume:

— utilizarea comună de modele, matriţe, SDV-uri etc;

— reducerea timpului necesar pentru pregătirea fabricaţiei;

— posibilitatea organizării unei fabricaţii de serie pentru unele piese, ca palete statorice şi rotorice, lagăre, elemente de etanşări etc., într-o producţie de turbine clasice şi nucleare în paralel;

— asigurarea unui procentaj de rebut scăzut şi a unei calităţi ridicate a fabricaţiei ca urmare a specializării muncitorilor pe un anumit tip de piese şi subansambluri.

Datorită dimensiunilor şi greutăţilor mari ale pieselor şi ansamblurilor turbinelor în varianta B, manevrabilitatea acestora în procesul de execuţie şi montaj în uzină este mult mai dificilă decît în cazul turbinelor în varianta A.

Cele arătate mai sus relativ la tehnologia de execuţie şi tipizare fac ca ciclul de fabricaţie să fie cu 6—12 luni mai lung în cazul turbinelor în varianta B decît la cele în varianta A, care pentru puteri de 600—800 MW este de 36—40 luni.

Aceste considerente, împreună cu consumul de metal mai ridicat (ca urmare a greutăţii mai mari), conduc la un preţ mai ridicat cu 20—60%*) la turbinele în varianta B în comparaţie cu cele în varianta A.

Probleme de fiabilitate

Date fiind puterile unitare mari, precum şi valoarea mare a investiţiilor, la o centrală nuclearoelectrică este deosebit de important gradul de disponibilitate a utilajelor, dintre care în primul rînd cele din sistemul nuclear de producere a aburului şi turboagregatul, care la multe CNE a provocat indisponibilităţi mai mari chiar decît reactorul nuclear. Cele

* În funcţie de diferenţa ariilor la secţiunile de eşapare la condensator şi deci diferenţa de consum specific de căldură.

mai importante elemente legate de construcţia turbinei cu abur care influenţează asupra fiabilităţii ei sînt solicitările mecanice în piesele acesteia ca urmare a acţiunii presiunii, temperaturii*), forţei centrifuge şi vibraţiilor, precum şi efectele fenomenului de eroziune-coroziune legat de funcţionarea unui număr mare de trepte în domeniul aburului umed.

Este evident că solicitările în carcase ca urmare a presiunii aburului sînt mai mari la turbinele în varianta B, datorită diametrelor mai mari ale acestora, însă, date fiind valorile mici ale acestor presiuni în cazul turbinelor pentru CNE, acest element nu constituie o problemă din punctul de vedere al fiabilităţii. Solicitările datorite forţei centrifuge în piesele rotoarelor sînt mai reduse la turbinele în varianta B, aşa cum s-a arătat mai în detaliu în lucrarea [4], iar comportarea la vibraţii a paletelor rotorice nu se poate spune că este favorabilă în cazul uneia sau alteia din variante; deci, din acest punct de vedere, cele două variante pot fi apreciate numai prin prisma experienţei în funcţionare a paletelor, în special a celor lungi.

În legătură cu dimensiunile şi solicitările pentru cele două variante de turbină, este de remarcat că diferenţa la solicitările în palete şi rotoare constituie un avantaj în favoarea variantei B, cînd este vorba de elemente neverificate în exploatare, şi se transformă într-un dezavantaj din punctul de vedere al consumului de metal în raport cu varianta A, cînd la aceasta este vorba de elemente care şi-au demonstrat fiabilitatea şi siguranţa în exploatare, chiar dacă solicitările au valori mai mari, acest lucru neputînd fi apreciat decît pozitiv, în sensul utilizării raţionale a materialului.

Turaţia turbinei influenţează asupra fenomenului de eroziune a paletelor rotorice care funcţionează în domeniul aburului cu umiditate ridicată, în sensul că la viteze periferice mai reduse abaterea direcţiei de impact a picăturilor de apă din acest abur, faţă de direcţia vitezei relative a aburului, este mai mică (fig. 3) şi deci eroziunea paletei la muchia de intrare este mai redusă [5]. Aşa cum s-a arătat, de obicei dimensiunile radiale ale treptelor turbinelor în varianta B nu sînt de două ori mai mari decît cele la turbinele în varianta A, şi deci vitezele periferice sînt mai reduse, ceea ce conduce în primă analiză la concluzia că, din punctul de vedere al eroziunii paletelor rotorice datorită umidităţii aburului, turbinele în varianta B sînt mai avantajoase. La o analiză de detaliu rezultă însă că la turbinele pentru CNE pericolul de eroziune la paletele ultimelor trepte nu este mai mare decît în cazul turbinelor clasice, deoarece în primul rînd umiditatea la aceste trepte nu este practic diferită în cele două cazuri ca urmare a introducerii separării apei şi supraîncălzirii intermediare între corpul de IP şi cele de JP la turbinele pentru CNE.

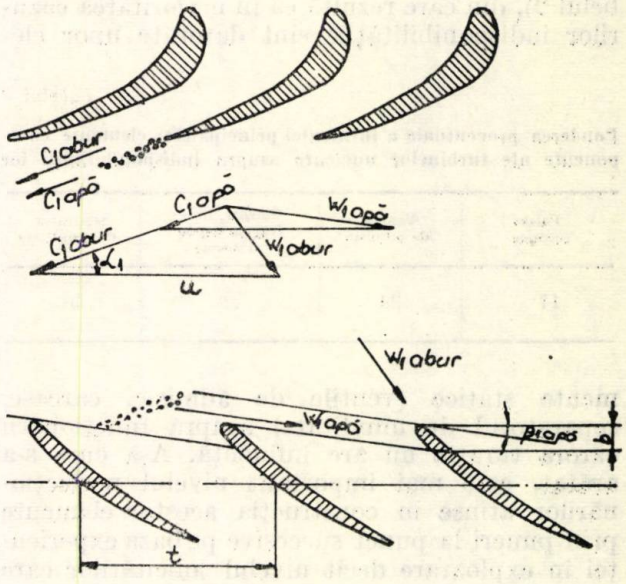


Fig. 3. Triunghiurile de viteze ale aburului şi picăturilor de apă.

Pe de altă parte, studii teoretice şi experimentale efectuate în ultimul timp au demonstrat că dimensiunile picăturilor de apă în aburul umed au o influenţă la fel de importantă asupra eroziunii paletelor rotorice ca şi viteza periferică a acestor palete. Privind astfel problema în ansamblul ei, se poate conchide că pericolul de eroziune a paletelor rotorice de la ultimele trepte ale turbinelor pentru CNE nu este mai mare la varianta A decît la varianta B deoarece :

— jocurile axiale dintre paletele statorice şi cele rotorice sînt mari datorită dilatărilor relative rotor-stator mari care apar în regimul de pornire, ca urmare a lungimii mari a turbinelor nucleare şi coeficientului ridicat de transmitere a căldurii în cazul aburului umed; în consecinţă, dimensiunile picăturilor de apă la impactul cu paletele rotorice sînt reduse, iar viteza relativă a acestor picături este mai apropiată de cea a aburului, întrucît există spaţiu suficient pentru antrenarea şi pulverizarea lor de către abur;

— umiditatea aburului este mai redusă la intrarea în canalele dintre paletele rotorice, datorită căderilor termice pe treaptă mai mari care se admit la varianta A, ca urmare a vitezelor periferice mai mari.

Aceste condiţii pot fi ameliorate dacă se iau măsuri corespunzătoare pentru realizarea unor sisteme eficiente de separare a umidităţii aburului între trepte.

În general, sub aspectul fiabilităţii, comparaţia variantelor A şi B nu evidenţiază avantaje

*) În cazul turbinelor nucleare, mai mult a gradientului de temperatură ridicat la variaţii de sarcină datorită coeficientului mare de transmitere a căldurii ce caracterizează aburul umed.

nete ale uneia în raport cu cealaltă. Acest lucru este confirmat și de datele statistice citate în literatura de specialitate [9] referitor la ponderea procentuală a influenței principalelor elemente componente ale turbinelor nucleare asupra indisponibilității acestora în exploatare (tabelul 2), din care rezultă că în majoritatea cazurilor indisponibilitățile sînt datorate unor ele-

Tabelul 2

Ponderea procentuală a influenței principalelor elemente componente ale turbinelor nucleare asupra indisponibilității lor

Palete rotorice	Ventile de admisie	Carcase, diafragme palete statorice	Separator de umiditate
17	24	28	31

mente statice (ventile de admisie, carcase, separatorul de umiditate) asupra funcționării cărora turația nu are influență. Așa cum s-a arătat, este mai important nivelul perfecționărilor atinse în construcția acestor elemente prin puneri la punct succesive pe baza experienței în exploatare decît nivelul solicitărilor care la părțile în rotație sînt mai reduse la varianta B. În acest sens se pot da ca exemplu turbinele pentru CNE Würgassen (660 MW ; 1500 rot/min), și pentru CNE Obrigheim (300 MW, 3000 rot/min), ambele cu caracter de prototip, din care la prima, la scurt timp după punerea în funcțiune, a fost necesară înlocuirea completă a rotoarelor de JP cu o staționare de 14,5 luni, iar la a doua în 6 ani de exploatare au apărut 120 cazuri de reducere fortuită a sarcinii, din care în 59 de cazuri sub 30% din puterea nominală.

Influența asupra construcției centralei și a exploatării

Dificultățile privind manevrabilitatea pieselor și subansamblurilor turbinelor în varianta B care apar în timpul fabricației se extind și în faza de transport la centrală, cînd se impun măsuri speciale, cum este cazul la rotoarele de JP, care, în majoritatea cazurilor, se transportă în conteinere montate pe vagoane speciale cu număr mare de osii, de tipul celor utilizate pentru transportul turbogeneratoarelor de mare putere. Aceeași manevrabilitate greoaie se întîlnește la turbinele în varianta B și la montaj, revizii și reparații.

Datorită dimensiunilor mai mari ale turbinelor în varianta B, sălile de mașini pentru acestea sînt corespunzător mai mari, cu elemente de rezistență și pod rulant dimensionate în consecință. Astfel, pentru turbine în varianta B cu puteri de ordinul 600—800 MW sînt necesare săli de mașini cu circa 5000 m³ mai mari decît cele pentru turbine în varianta A.

Fundațiile turboagregatelor cu turbine în varianta A nu se deosebesc principial de fundațiile grupurilor clasice, în timp ce la cele pentru turboagregate cu turbine în varianta B apar probleme în ceea ce privește realizarea unei frecvențe proprii a ansamblului fundație-mașină care să nu se situeze în domenii periculoase în raport cu turația nominală (500 min^{-1}). În majoritatea cazurilor este necesară sprijinirea întregii fundații pe un sistem de arcuri foarte puternice, ceea ce complică mult construcția. Astfel, la CNE Stade s-au utilizat 110 elemente compuse din cîte 6 arcuri ; în acest fel frecvența proprie a ansamblului fundație—mașină a fost coborîtă la 160 min^{-1}.

Din punctul de vedere al exploatării apar pentru varianta A unele avantaje legate de tipizarea pieselor cu turbinele clasice și familiarizarea mai ușoară a personalului din CNE (care în majoritate se recrutează din centralele clasice) datorită similitudinii dimensionale a turbinelor nucleare cu cele clasice.

Aspecte economice

Pentru compararea din punct de vedere economic a celor două variante de turbină, se poate aplica unul dn criteriile utilizate în asemenea cazuri [3], din care cel mai des aplicat în țara noastră este cel reprezentat prin cheltuielile anuale de calcul Z dat de relația :

$$Z = p \cdot I + C,$$

în care factorul p cuprine amortismentul plus coeficientul normat de eficiență (în mod obișnuit $p = 0{,}1$) ; I reprezintă mărimea investițiilor necesare, iar C — costurile aferente consumului de combustibil și exploatării. Valoarea investițiilor este mai mare la varianta B atît din cauza prețului mai ridicat al turboagregatului, cît și din cauza dimensiunilor mai mari ale sălii mașinilor în acest caz. Se poate admite că costurile aferente exploatării sînt egale la cele două variante, însă costurile aferente consumului de combustibil sînt mai mari în cazul variantei A datorită puterii mai reduse, respectiv consumului specific de căldură mai ridicat în comparație cu varianta B. Un calcul efectuat pentru o putere unitară de circa 650 MW la o temperatură a apei de răcire de 15°C și în ipoteza că deficitul de putere care apare în cazul variantei A se compensează prin investiții într-o centrală termoelectrică clasică alimentată cu păcură a condus la un plus de cheltuieli anuale de calcul în cazul variantei B, care reprezintă circa 0,8% din prețul turboagregatului și instalațiilor auxiliare pentru varianta A. Desigur că diferența cheltuielilor anuale de calcul în favoarea uneia sau celeilalte din variante depinde de foarte mulți factori, dar în general la ora actuală se consideră că

Tabelul 3

Turbine cu abur pentru CNE cu puteri peste 600 MW la 3000 rot/min

Nr. crt.	Firma executantă	Puterea [MW]	Nr. de fluxuri la eşapare	S_{tot} [m²]	Lungimea ultimei palete [mm]	Secţiunea de eşapare pe flux S_1 [m²]	Presiunea în condensator [bar]	Temp. apă răcire [°C]	Nr. buc.	Diametrul de bază la ultima treaptă [mm]	Pres. abur viu [bar]	Tipul reactorului nuclear	Centrala nuclearoelectrică	Anul punerii în funcţiune
1	KWU	698		42,6	865	7,1			1	1750	55	PWR	Neckarwestheim, R.F.Germania	1975
2	KWU	746		42,6	865	7,1			1	1750	68,4	BWR	Tullnerfeld, Austria	1975
3	BBC (Stal)	600	6	51	950	8,5		7	1	1900	68	BWR	Oskarshamn II, Suedia	1974
4	BBC (Stal)	600			950	8,5		7	2	1900	68,7	BWR	Barsebaeck I, II, Suedia	1975, 1978
5	BBC (Stal)	700	8	56,8	867	7,1		7	2	1734	67,7	BWR	Olkiluoto, Finlanda	1978, 1980
6	BBC	950			950	8,5		22,5	1	1900	66,3	BWR	Kaiseraugst, Elveţia	1979
7	BBC	1000			950	8,5		24,6	1	1900	66,3	BWR	Leibstadt, Elveţia	1979
8	BBC	1200	4	49	1200	12,25	0,08		1	2050		BWR	Graben, Elveţia	1980

Tabelul 4

Turbine cu abur pentru CNE cu puteri peste 600 MW la 1500 rot/min

Nr. crt.	Firma executantă	Puterea [MW]	Nr. de fluxuri la eşapare	S_{tot} [m²]	Lungimea ultimei palete [mm]	Secţiunea de eşapare pe flux S_1[m²]	Presiunea în condensator [bar]	Temp. apă răcire [°C]	Nr. buc.	Diametrul de bază la ultima treaptă [mm]	Pres. abur viu [bar]	Tipul reactorului nuclear	Centrala nuclearoelectrică	Anul punerii în funcţiune
1	AEG	642	4		1500		0,034	9,5	1	2800	66	BWR	Würgassen, R. F. Germania	1972
2	Siemens	660	4	80	1364	20	0,032	9,8	1	2912	51	PWR	Stade, R. F. Germania	1972
3	KWU	1146	6	120	1364	20	0,034	9,5	2	2912	50,7	PWR	Biblis, R. F Germania.	1973, 1976
4	KWU	840	4	80	1364	20			1		67	BWR	Brunsbüttel, R. F. Germania	1973
5	KWU	946	4	80	1364	20			2		68,5	BWR	Philippsburg, R. F. Germania	1974, 1977
6	KWU	1300	6	120	1364	20			1		53,7	PWR	Untrewarser, R. F. Germania	1975
7	KWU	952	4	80	1364	20			1		68,7	BWR	Isar, R. F. Germania	1976
8	BBC (CEM)	1050	6	98,4	1320	16,4			2	2640			Belgia	1981, 1982
9	BBC (Mülheim)	1300	6	98,4	1320	16,4		25		2640	67,2	PWR	Kärlich, R. F. Germania	1975
10	BBC (CEM)	1035	6	98,4	1320	16,4		38	8	2640	66	BWR	St. Laurent des Eaux, Franţa	
11	Ansaldo	800	6	46,8	890				1	1904	67,8	BWR	Caorso, Italia	
12	Alsthom	970	6	96,4	1260		0,039		2	2800	52	PWR	Fessenheim, Franţa	
13	Alsthom	1005	6	96,4	1260		0,045		1	2800	55	PWR	Bugey, Franţa	

varianta A poate fi din punct de vedere economic avantajoasă în raport cu varianta B la puteri unitare de pînă la 1000 MW, atunci cînd temperatura apei de răcire este ridicată, respectiv cînd se admite o valoare relativ ridicată a presiunii în condensator.

Tendințe pe plan mondial

Date fiind cele arătate mai sus, în ultima perioadă de timp și în viitor este evidentă tendința realizării unui număr din ce în ce mai mare de turboagregate pentru CNE cu turația de 3000 rot/min la puteri pînă la 600—800 MW, lucru ilustrat în tabelul 3, de unde rezultă că numărul acestora cu puneri în funcțiune în perioada 1974—1980 este de 8, în timp ce, în același domeniu de puteri, cele două turboagregate cu turația de 1500 rot/min au fost realizate într-o perioadă anterioară. Pentru perioada următoare anului 1974, turboagregatele cu turația de 1500 rot/min sînt exclusiv cu puteri peste 800 MW. Pe de altă parte, la puteri peste 800 MW (950—1200 MW), numai trei turboagregate pentru CNE din Elveția vor fi construite cu turația de 3000 rot/min de către firma Brown Boveri, care deține recordul în realizarea de palete lungi (1200 mm) pentru această turație. Este de remarcat că turbina de 1200 MW pntru CNE Graben, cu lungimea paletelor la ultima treaptă de 1200 mm, are o presiune în condensator de 0,08 bar și la patru din cele șase fluxuri de eșapare din corpurile de JP aceste palete vor fi executate, cu titlu experimental, din titan. În afară de cele trei cazuri pentru CNE din Elveția, 22 turboagregate cu puteri de 800—1300 MW la turația de 1500 rot/min au fost sau vor fi construite și puse în funcțiune pînă în 1982, deci la puteri peste 800 MW se aplică în majoritatea cazurilor această soluție (tabelul 4).

Concluzii

Din compararea din punct de vedere tehnic și economic a variantelor cu 3000 rot/min și respectiv 1500 rot/min pentru turbinele cu abur de mare putere destinate CNE rezultă următoarele :

1. În prezent este posibilă realizarea de turbine cu abur pentru CNE cu turația de 3000 rot/min cu puteri unitare pînă la 900 MW pentru presiuni în condensator relativ scăzute (0,05 bar) și pînă la 1300 MW, pentru presiuni în condensator mai ridicate (0,08 bar). Aceasta în cazul utilizării unor palete la ultima treaptă cu lungimi sub 1000 mm pentru care există în prezent suficientă experiență. În cazul unor astfel de palete cu lungimea de 1200 mm (lungime maxim posibilă pentru turația de 3000 rot/min și în cazul executării lor din oțel), este posibilă atingerea puterii unitare de 1800 MW pentru o presiune în condensator de 0,075 bar. Turbine cu palete de 1200 mm și puteri unitare de 950—1200 MW vor fi puse în funcțiune în perioada 1979—1980.

2. Puterea și randamentul turbinelor cu 3000 rot/min sînt mai scăzute decît la variantele echivalente cu turația de 1500 rot/min, datorită ariilor mai mari ale secțiunilor de eșapare la condensator la acestea din urmă.

3. Dimensiunile și greutățile turbinelor cu 3000 rot/min sînt mai reduse decît variantele echivalente cu 1500 rot/min ; în consecință dimensiunile pentru sălile mașinilor acestora din urmă sînt mai mari.

4. Tehnologia de execuție a turbinelor pentru CNE cu 3000 rot/min este mai simplă și mai apropiată de cea utilizată în fabricația turbinelor clasice. Pentru execuția turbinelor cu 1500 rot/min, sînt necesare fabrici noi sau dotări suplimentare în cele existente.

5. Datorită celor arătate la pct. 3 și 4 de mai sus, costul și investiția în centrală sînt mai reduse în cazul turbinelor cu 3000 rot/min.

6. În ceea ce privește fiabilitatea, cele două variante sînt practic egale.

7. Analiza tehnico-economică făcută în condițiile țării noastre pentru puterea unitară de 650 MW și palete la ultima treaptă de circa 1000 mm a scos în evidență ca avantajoasă varianta cu 3000 rot/min.

Bibliografie

[1] Bald, A. *Turbosätze im Kernkraftwerk.* VGB — Kernkraftwerks, Seminar 1970.

[2] Borner, H., Kramer, W. și Ullrich, W. *Les composants de centrales nucléaires.* În : Energie Nucléaire, 14, nr. 3, 1972.

[3] Burducea, C., Moțoiu, C., Vasilescu, N., Mingiuc, C. și Wlezek, C. *Centrale nuclearoelectrice de putere mare.* Editura tehnică, București, 1974.

[4] Cârdu, M. *Particularitățile turbinelor cu abur de mare putere destinate centralelor nuclearoelectrice.* În : Construcția de mașini, 23, nr. 2, 1971.

[5] Grecu, T., Cârdu, M. și Nicolau, I. *Turbine cu abur.* Editura tehncă, București, 1976.

[6] Mühlhäuser, H. *Bau grosser Sattdampfturbinen.* Nuclear 72. Tachtagung nr. 6/1.

[7] Roeder, A. *Les aubes terminales du plus grand corps de turbine BP pour 3000 tr/min.* Revue Brown-Boveri, 63, nr. 2, 1976.

[8] Troianovski, B.M. *Turbine pentru centrale nuclearoelectrice.* Energhiia, Moscova, 1973.

[9] Troianovski, B.M. *Din experiența exploatării turbinelor cu abur saturat din CNE,* În : Teploenerghetika nr. 2, 1977.

[10] *** *Problèmes posés par la construction des turbines pour centrales nucléaires.* Publication Brown-Boveri, 3340 F.

[11] *** *La centrale nucléaire de Leibstadt,* Brown-Boveri, publication CH-T 030052 F.

[12] *** *La centrale nuclèaire de 1200 MW de Graben,* Brown-Boveri, publication CH-T 030063 F.

[13] *** *Turbosets for nuclear power station.* Brown-Boveri, publication CH-T 050055 E/D/F.

[14] *** KWU—Report 15.1.72.

(Articol intrat în redacție la 5 august 1977)

Influența pornirilor sistemului nuclear de producere a aburului asupra duratei de viață a generatoarelor de abur din centralele nuclearoelectrice

Dr. ing. M. G.M. Pop
Ing. D. Manea
Ing. Ecaterina Ursu*)

Dezvoltarea economică accelerată a României necesită și presupune construcțn de echipamente energetice, în viitor în special pentru centralele nuclearoelectrice (CNE), care să se caracterizeze printr-o comportare bună în exploatare, deci și prin durate de viață cît mai mari. Printre echipamentele energetice de bază dintr-o CNE se numără și generatorul de abur (GA).

Lucrarea de față răspunde acestei necesități viitoare prin determinarea modului în care influențează numărul de porniri și viteza de pornire a unui GA durata lui de viață, exprimată probabilistic.

Viteza de pornire este mărimea care caracterizează cel mai sintetic punerea în funcțiune a unui GA. De la bun început trebuie spus că viteza de pornire este doar unul din multiplii factori ce acționează asupra duratei de viață prezentînd o deosebită importanță atunci cînd se privește instalația de GA prin prisma exploatării ei optime, cu maximă economicitate, indiferent de cerințele sistemului energetic la care este cuplată centrala deservită de această instalație de GA [1].

Regimul tranzitoriu de pornire

Lucrarea se referă la comportarea în timp a materialului GA nucleare supuse diferitelor regimuri tranzitorii, atît pe partea de abur cît și pe partea de apă de alimentare. Dintre toate regimurile tranzitorii caracterizate din punct de vedere termic ca regimuri de șoc — deci regimuri în care răspunsul instalației este caracteristic în aceleași condiții inițiale — cel mai important este regimul tranzitoriu de pornire. Alegerea acestor regimuri s-a făcut pentru un GA de tip Babcock & Wilcox pentru o instalație standard de 415 MWe, prin simulare pe un calculator analogic [2].

Regimul cvasistaționar de pornire caracteristic pentru o astfel de instalație este prezentat în figura 1. În această figură este dată evoluția în timp a temperaturii în peretele mantalei GA în zona de abur și în zona ștuțului apei de alimentare, precum și evoluția în timp a presiunii.

*) Dr. ing. Mihai G.M. Pop este cercetător științifc, Dumitru Manea și Ecaterina Ursu sînt ingineri în cadrul ICEMENERG.

Metoda de calcul

Lucrarea ia în considerare alungirea specifică totală (ε_{tot}) corespunzătoare eforturilor unitare combinate temperatură-presiune în zona cea mai solicitată, aceea a ștuțurilor.

Numărul maxim de cicluri, N, suportat de GA, corespunzător acestor deformații, este o măsură a energiei necesare fisurării materialului. Raportul dintre numărul de cicluri de proiect, n, și numărul maxim de cicluri, N, reprezintă fracțiunea din energia totală de rupere aferentă regimului tranzitoriu considerat. Suma acestor rapoarte oferă informația necesară asupra gradului de solicitare a materialului structurii. Astfel, dacă suma este subunitară, instalația poate suporta un număr suplimentar de cicluri pînă la atingerea valorii unitare cînd materialul structurii se fisurează. Firește, valorile supraunitare sînt lipsite de sens fizic [3].

Răspunsul instalației la diversele tipuri de solicitări a fost analizat cu ajutorul unui cod de calcul, care ia în considerare un număr de 18 regimuri tranzitorii pe partea de abur și 10 pe partea de apă de alimentare [4]. O primă rulare a codului de calcul s-a făcut pentru viteza de pornire indicată de firma constructoare, și anume 27,8°C/h.

Calculele au fost conduse conform metodelor ASME [3], Wellinger [5] și Manson [6]. Metoda Manson furnizează valorile alungirilor specifice totale, impunînd ca suma rapoartelor n/N să fie egală cu unitatea, deci valoarea astfel obținută corespunzînd fisurării materialului.

Rezultatul acestui prim calcul a condus la un consum de 81,7307% din durata de viață utilă a materialului pe partea de abur și de 97,5607% pe partea de apă de alimentare.

Cu scopul de a obține valoarea vitezei de pornire pentru care apare fisurarea materialului structurii, autorii s-au abătut de la indicațiile firmei, încercînd să mărească progresiv viteza de variație a temperaturii, considerînd în acest scop viteze de încălzire de două, trei și patru ori mai mari decît cea indicată de firma constructoare, respectiv : 55,6 ; 83,4 și 111,2°C/h.

Rezultate obținute

Dacă viteza de variație a temperaturii în cursul regimului cvasistaționar de pornire crește de la 27,8 la 111,2°C/h, păstrînd constant numărul de cicluri și forma tuturor celorlalte regimuri tranzitorii, proporția consumată din durata de viață utilă a materialului crește, ajungînd să depășească valoarea de 100%, în conformitate cu metodologia de calcul ASME, pentru ștuțul de apă de alimentare. În acest caz, valorile alungirilor specifice totale pentru regimul de pornire cresc considerabil (vezi tabelul 1 și figura 2), atingînd valori de la simplu la dublu.

O creştere considerabilă se observă şi în ceea ce priveşte raportul n/N, deci implicit a proporţiei consumate din durata de viaţă utilă a materialului (vezi tabelul 1 şi figura 3).

Rularea codului de calcul pentru toate regimurile tranzitorii luate în considerare şi pentru variaţia impusă a vitezei de pornire a permis obţinerea influenţei acesteia asupra duratei de viaţă a materialului mantalei GA (vezi tabelul 2).

Se poate observa că utilizînd curba de referinţă Wellinger 100% şi 70% [4], prin creşterea

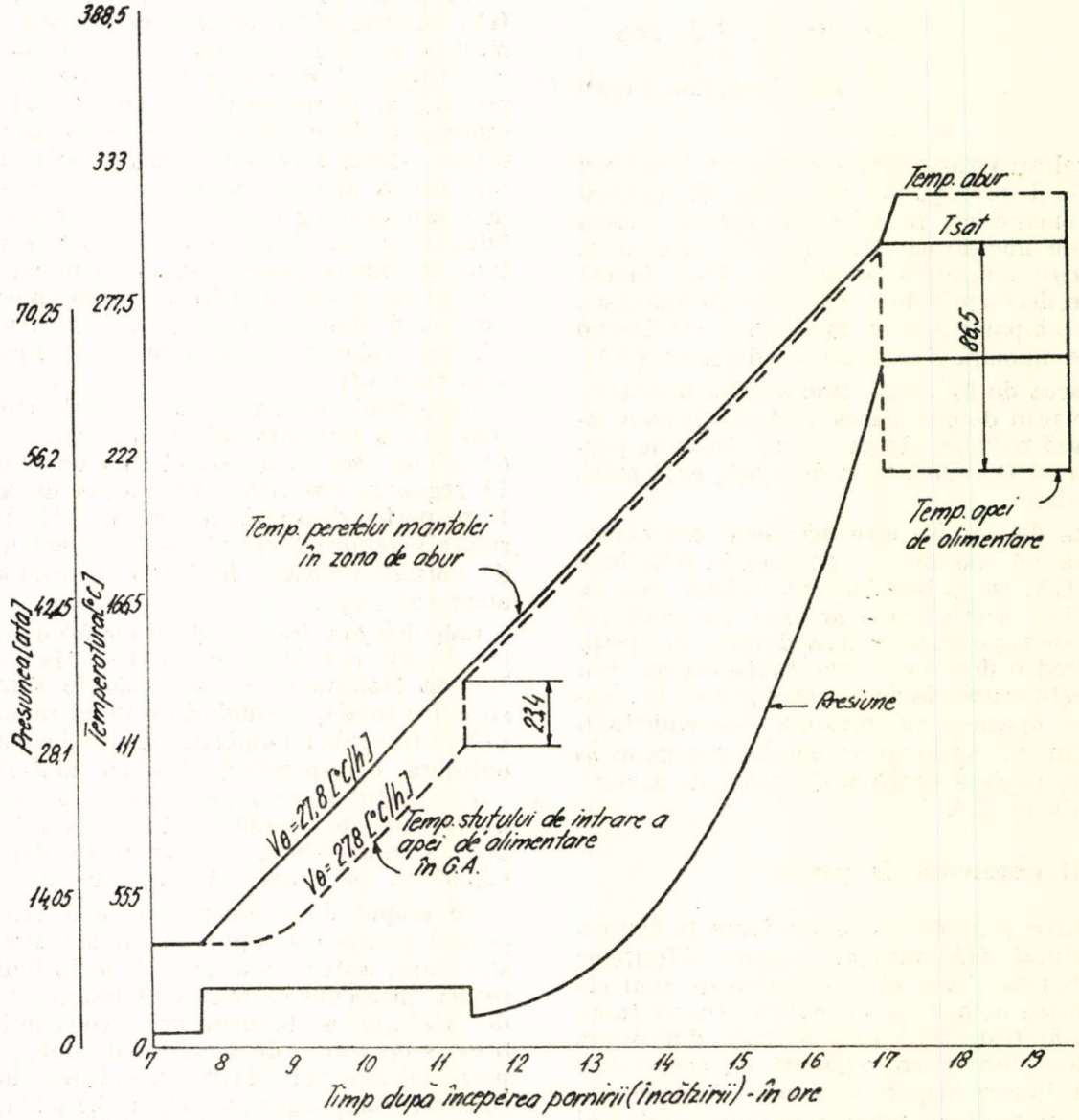


Fig. 1. Regimul cvasistaţionar de pornire a generatorului de abur. Variaţia temperaturii şi presiunii.

Tabelul 1

Variaţia alungirii specifice totale, ε_{tot} şi a raportului n/N cu viteza de variaţie a temperaturii pentru regimul tranzitoriu de pornire

	V_θ [°C/h]	27,8	55,6	83,4	111,2
ε_{tot} [%]	Pentru ştuţul de abur	0,0942545	0,1232979	0,1679778	0,2367125
	Pentru ştuţul de apă de alimentare	0,2039296	0,2329730	0,2776529	0,3463876
n/N	Pentru ştuţul de abur	$0{,}6372614 \cdot 10^{-5}$	$0{,}2247017 \cdot 10^{-4}$	$0{,}1198666 \cdot 10^{-3}$	$0{,}4802637 \cdot 10^{-3}$
	Pentru ştuţul de apă de alimentare	$0{,}2741313 \cdot 10^{-3}$	$0{,}4596275 \cdot 10^{-3}$	$0{,}944574 \cdot 10^{-3}$	$0{,}224530 \cdot 10^{-2}$

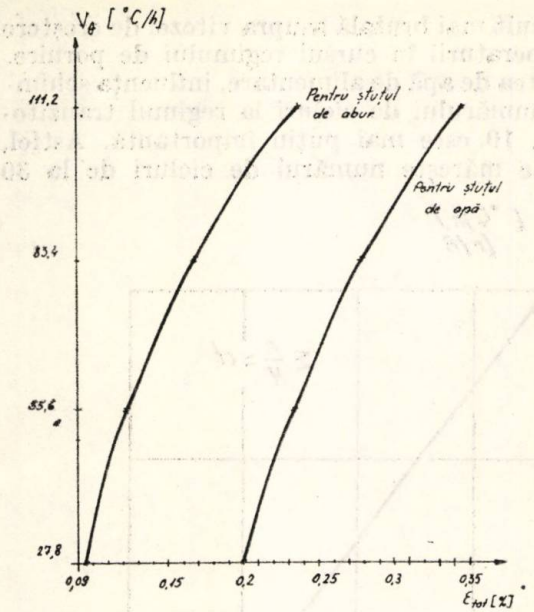


Fig. 2. Variaţia alungirii specifice totale corespunzătoare regimului de pornire cu viteza de pornire.

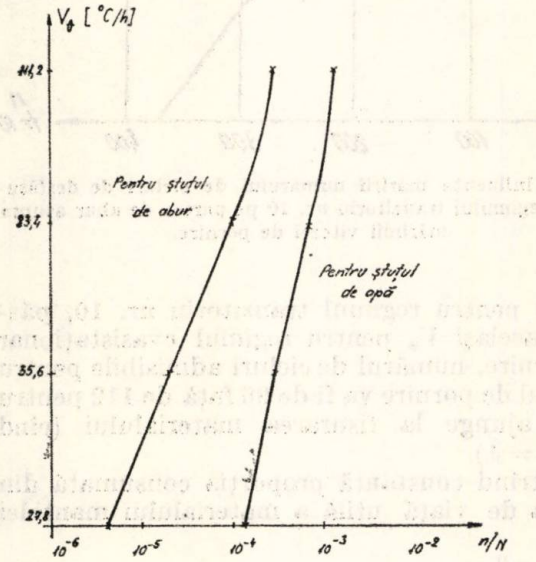


Fig. 3. Variaţia raportului n/N cu viteza de pornire.

vitezei de variaţie a temperaturii în cursul regimului de pornire nu se obţin, pentru nici unul din cazurile considerate, depăşiri ale valorii de 100% pentru $\Sigma n/N$, deci nu apare fisurarea materialului. Conform metodologiei de calcul ASME, fisurarea materialului apare numai pentru ştuţul de apă de alimentare în cazul creşterii vitezei de variaţie a temperaturii peste valoarea de 94,8°C/h (vezi figura 4)

Încercînd o valorificare a opiniei lui Tuliakov [7] asupra numărului de porniri-opriri numit „critic", pînă la care sînt preponderente ciclurile cu amplitudine mică, rezultă că la instala-

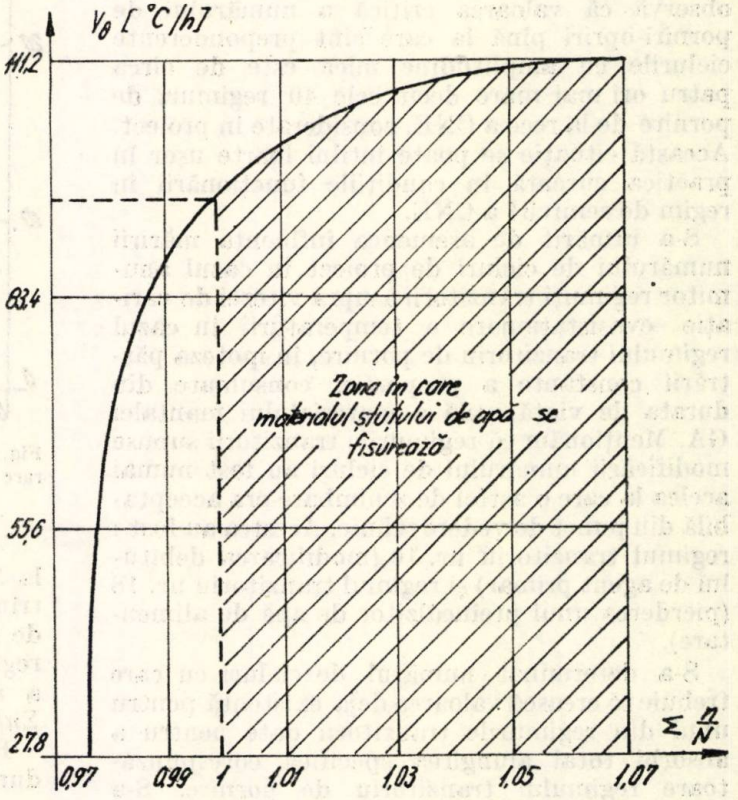


Fig. 4. Influenţa vitezei de pornire asupra duratei de viaţă a materialului mantalei GA în zona ştuţului de apă de alimentare.

Influenţa vitezei de pornire asupra duratei de viaţă a materialului mantalei generatorului de abur *Tabelul 2*

$\Sigma n/N$ \ V_θ [°C/h]		27,8	55,6	83,4	111,2
Pentru ştuţul de abur	Wellinger 100%	0,03892823	0,3894433	0,03904172	0,03940212
	Wellinger 70%	0,43093234	0,43109977	0,43210942	0,43669349
	ASME	0,81730717	0,81732327	0,81742066	0,81778109
	Manson	1	1	1	1
Pentru ştuţul de apă de alimentare	Wellinger 100%	0,02888964	0,02907514	0,02956009	0,03086082
	Wellinger 70%	0,76008064	0,76262856	0,76694202	0,77788693
	ASME	0,97560722	0,97995007	0,98636442	*1,06613064*
	Manson	1	1	1	1

Observaţie. Metoda Manson face calculul alungirilor specifice totale în ipoteza $\Sigma n/N = 1$

ţiile de GA din CNE, deşi există regimuri tranzitorii cu amplitudini mici, care se repetă de circa 20 000 ori, se constată că valoarea n/N pentru acestea este mult superioară valorii n/N corespunzătoare unui ciclu complet de pornire-oprire. În această situaţie, pentru a ajunge la valoarea critică de la care regimurile tranzitorii de amplitudine mare ar deveni esenţiale, ar trebui ca numărul de porniri-opriri să crească faţă de cel de proiect cu două ordine de mărime, situaţie care nu poate apărea nici în cazul transformării CNE în centrală de semivîrf. Încercînd raţionamentul lui Tuliakov pentru ştuţul de apă de alimentare, se observă că valoarea critică a numărului de porniri-opriri pînă la care sînt preponderente ciclurile cu amplitudine mică este de circa patru ori mai mare decît cele 40 regimuri de pornire de la rece a CNE, considerate în proiect. Această situaţie se poate întîlni foarte uşor în practica curentă în condiţiile funcţionării în regim de semivîrf a CNE.

S-a urmărit de asemenea influenţa măririi numărului de cicluri de proiect în cazul anumitor regimuri tranzitorii asupra vitezei de variaţie cvasistaţionare a temperaturii în cazul regimului tranzitoriu de pornire, în ipoteza păstrării constante a proporţiei consumate din durata de viaţă utilă a materialului mantalei GA. Menţionăm că regimurile tranzitorii supuse modificării numărului de cicluri au fost numai acelea la care o astfel de schimbare era acceptabilă din punct de vedere tehnic. Acestea au fost : regimul tranzitoriu nr. 10 (modificarea debitului de agent primar) şi regimul tranzitoriu nr. 18 (pierderea unui preîncălzitor de apă de alimentare).

S-a determinat numărul de cicluri cu care trebuie să crească valoarea deja existentă pentru unul din regimurile tranzitorii date pentru a absorbi total alungirea specifică corespunzătoare regimului tranzitoriu de pornire. S-a urmărit influenţa schimbării numărului de cicluri la acelaşi regim tranzitoriu atît pe partea de abur, cît şi pe partea de apă de alimentare.

Mărirea numărului de cicluri la regimul tranzitoriu nr. 10 pe partea de abur de la 40 la 170 duce la micşorarea vitezei de variaţie a temperaturii în cursul regimului de pornire de la 27,8°C/h la 19,1°C/h. Mărind numărul de cicluri pînă la 373, se absoarbe total alungirea specifică disponibilă regimului tranzitoriu de pornire. Viteza de variaţie a temperaturii V_θ, în timpul regimului de pornire, scade cu creşterea numărului de cicluri corespunzătoare regimului tranzitoriu 10, aşa cum se poate vedea în figura 5.

Un alt regim tranzitoriu, nr. 18, pe partea de abur absoarbe total alungirea specifică corespunzătoare regimului de cvasistaţionar de pornire prin creşterea numărului de cicluri de proiect de la 40 la 41. Aceasta indică o influenţă mult mai brutală asupra vitezei de creştere a temperaturii în cursul regimului de pornire. Pe partea de apă de alimentare, influenţa schimbării numărului de cicluri la regimul tranzitoriu nr. 10 este mai puţin importantă. Astfel, dacă se măreşte numărul de cicluri de la 30

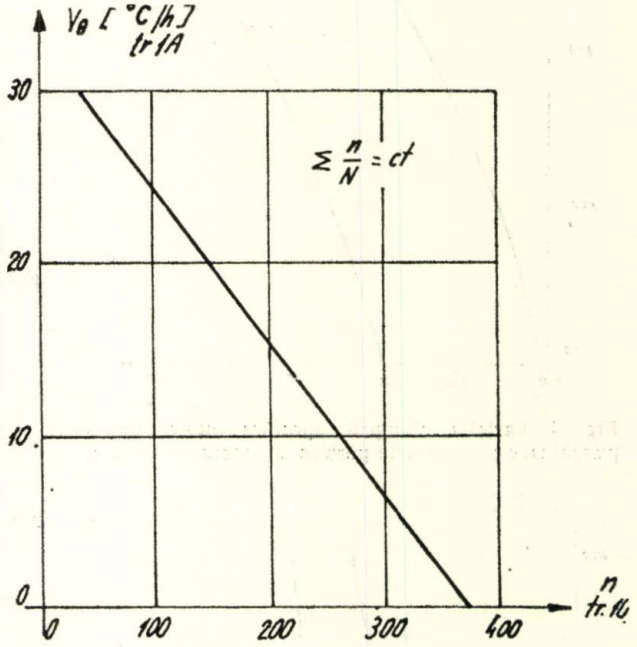


Fig. 5. Influenţa măririi numărului de cicluri de desfăşurare a regimului tranzitoriu nr. 10 pe partea de abur asupra mărimii vitezei de pornire.

la 300 pentru regimul tranzitoriu nr. 10, păstrînd acelaşi V_θ pentru regimul cvasistaţionar de pornire, numărul de cicluri admisibile pentru regimul de pornire va fi de 96 faţă de 112 pentru a se ajunge la fisurarea materialului (cînd $\Sigma n/N = 1$).

Păstrînd constantă proporţia consumată din durata de viaţă utilă a materialului mantalei

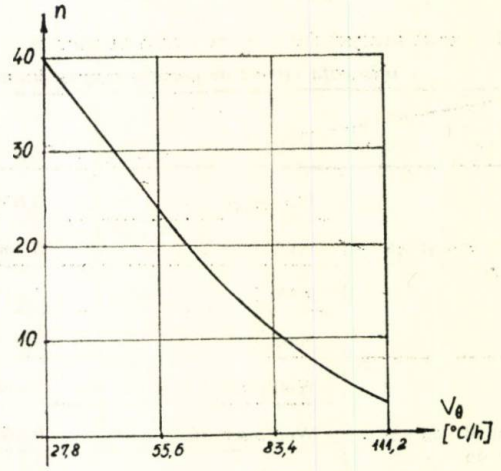


Fig. 6. Modul de variaţie a numărului de cicluri de pornire în funcţie de viteza de variaţie a temperaturii în ipoteza păstrării constante a proporţiei consumate din durata de viaţă utilă a materialului ($\Sigma\ n/N = ct.$).

GA ($\Sigma n/N = \text{const.}$), s-a urmărit modul în care mărirea vitezei de pornire influențează asupra numărului admisibil de porniri. Se constată că mărirea de 4 ori a vitezei de pornire micșorează cu un ordin de mărime (de la 40 la 3) numărul de cicluri admisibil pentru regimul tranzitoriu de pornire (vezi figura 6).

Concluzii

Pentru îmbinarea contribuției diverselor regimuri tranzitorii în calculul duratei de viață a GA s-au folosit metode probabilistice de calcul potrivite evaluării regimurilor tranzitorii lent variabile (Miner), ca și a celor rapid variabile (Palmgren-Miner modificat [8]).

Creșterea vitezei de variație a temperaturii V_θ, în cursul regimului cvasistaționar de pornire, se poate face numai între anumite limite, păstrînd constant numărul de cicluri și forma tuturor celorlalte regimuri tranzitorii.

În anumite condiții de funcționare există un număr de porniri-opriri „critic" pînă la care sînt preponderente ca efect ciclurile cu amplitudini mici. În cazul GA din CNE, o astfel de valoare s-ar obține prin trecerea la funcționarea în regim de semivîrf a centralei.

Schimbarea numărului de cicluri de proiect în cazul anumitor regimuri tranzitorii determină schimbări mai mult sau mai puțin importante în valoarea vitezei de pornire, existînd unele regimuri tranzitorii care pot absorbi alungirea specifică corespunzătoare regimului tranzitoriu de pornire prin creșterea cu o singură unitate a numărului de cicluri.

Bibliografie

[1] Pop, M.G.M. *Contribuții la studiul influenței pornirilor asupra duratei de viață a generatoarelor de abur.* Teză de doctorat, Institutul politehnic București, 1976.

[2] Pop, M.G.M. și Galan, V. *Analog simulation of design transients for one-loop operation of Babcock & Wilcox* N.S.S. În: Transactions ANS, San Francisco, oct. 1973.

[3] *** *ASME Boiling and Pressure Vessel Code,* Section III, 1974.

[4] Pop, M.G.M., Manea, D., Ursu, E. și Manea, N. *Metodă și cod de calcul pentru determinarea influenței regimurilor tranzitorii asupra duratei de viață a generatoarelor cu abur din CNE.* În: Energetica, 24, nr. 10, 1976.

[5] Wellinger, K., și Steim, D. *Behalter mit Stutzen bei Schwelllinder Innendruckbeanspruchung.* În: Mitt. der VGB nr. 2, 1968.

[6] Manson, S.S. *Thermal stress and low cycle fatigue.* McGraw Hill, New York, 1966.

[7] Tuliakov, G.A. ș.a. *Vlianie nekotorîh eksploatationnîh faktorov na povrejdaemosti barabanov parovîh kotlov.* În: Teploenerghetika, nr. 12, 1970.

[8] Pop, M.G.M., Ursu, E. și Manea, D. *Probabilistic approach to steam generator design life for some transients.* În: Transactions ANS, XXIV, Washington D.C., 1976.

(Articol intrat în redacție la 21 aprilie 1977)

Stadiul actual de aplicare a procedeului de tratare a apei prin osmoza inversă

Elena Chirica*

Osmoza inversă — principii teoretice

Osmoza inversă este unul dintre procedeele cele mai noi și promițătoare de demineralizare a apei; este un procedeu fizic de epurare a apei, derivînd din fenomenul natural de osmoză, fenomen care se produce ori de cîte ori două soluții de concentrații diferite sînt separate prin membrane semipermeabile.

Moleculele de solvent trec prin membrană de la concentrația mai joasă spre cea mai ridicată, ca urmare a unei diferențe de presiune în cele două părți ale membranei. Aceasta este cunoscută ca presiune osmotică și depinde de diferența de concentrație dintre cele două soluții.

Dacă o presiune, în exces față de presiunea osmotică, este exercitată asupra soluției de concentrație mai mare, moleculele de solvent vor trece în partea opusă, adică de la concentrația mai ridicată spre cea mai joasă.

Acesta este inversul procesului de osmoză și este cunoscut sub numele de osmoză inversă [1], [2], [3].

Cele două procese sînt prezentate schematic în figura 1.

Procedeul de osmoză inversă este cunoscut și folosit ca metodă de tratare a apei de peste cincisprezece ani, dar, pe scară industrială, este utilizat numai în ultimii ani, odată cu dezvoltarea tehnicii membranelor semipermeabile.

Aceste membrane se găsesc astăzi în stadiul de utilizare industrială, în tehnologiile de purificare a apelor, precum și în cele care urmăresc depoluarea acestora, sau valorificarea unor subproduse utile.

Cercetările, în domeniul sintezei membranelor pentru osmoză inversă, au fost organizate după anul 1950, cu scopul realizării unor produse care să prezinte toate caracteristicile necesare unei fabricații cît mai simple și economice și cu caracteristici necesare în exploatare, în vederea unei utilizări eficiente în instalațiile industriale de purificare a apelor, cercetări ce s-au bazat pe cunoștințele acumulate

* Elena Chirica este cercetător științific la ICEMENERG.

din studiul membranelor biologice şi din studiul chimismului şi tehnologiei macromoleculelor [4], [5].

În stadiul de aplicaţie industrială se află membranele pentru osmoză inversă pe bază de acetat de celuloză şi pe bază de poliamide aromatice.

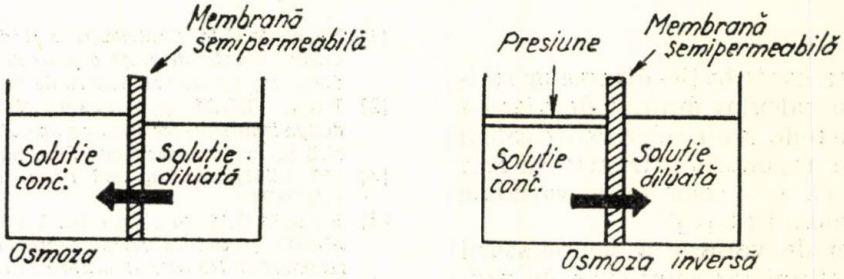


Fig. 1. Osmoza şi osmoza inversă.

Alte tipuri de membrane sintetizate sînt încă în fază experimentală şi se pare că prezintă numeroase dezavantaje.

În ceea ce priveşte mecanismul demineralizării apei prin osmoză inversă, s-au emis mai multe teorii. Lipsa unei ipoteze univoce care să lămurească acest mecanism face imposibilă stabilirea unor relaţii matematice exacte între structura membranei semipermeabile şi randamentul suprafiltrării, astfel încît relaţiile stabilite se bazează exclusiv numai pe date empirice.

A. Sharphus [2] propune următoarea explicaţie: solventul se dizolvă în polimerul din care este alcătuită membrana şi este transmis prin aceasta cu un debit care creşte pe măsură ce creşte presiunea:

$$Q_1 = K_1 S(P - P_{osm}), \qquad (1)$$

în care

Q_1 este debitul solventului prin membrană;
K_1 — constanta de permeabilitate a membranei;
S — suprafaţa membranei;
P — presiunea aplicată
P_{osm} — presiunea osmotică.

— Solvitul se dizolvă într-o măsură mult mai mică în membrană. Dată fiind caracteristica termodinamică a oricărui sistem în care există o componentă în cantitate mai mică, presiunea nu va influenţa cantitatea de solvit ce va traversa membrana.

Deci:

$$Q_2 = K_2 S P_{osm} \qquad (2)$$

în care

Q_2 este permeabilitatea pentru săruri a membranei;
K_2 — constanta de permeabilitate pentru săruri a membranei.

Din ecuaţia (1) rezultă că, dacă presiunea osmotică este menţinută constantă, cantitatea de apă produsă pe unitatea de suprafaţă este direct proporţională cu presiunea aplicată, iar din ecuaţia (2) rezultă că permeabilitatea sărurilor prin membrană este independentă de presiune, dar depinde de concentraţia relativă a sărurilor. Cu creşterea presiunii aplicate are loc îmbunătăţirea calităţii apei produse.

Această teorie nu explică reţinerea selectivă a substanţelor dizolvate, şi din acest motiv majoritatea autorilor admit în prezent mecanismul difuziei pentru explicarea fenomenului de osmoză inversă.

Ionii şi moleculele care se pot asocia cu membrana printr-o legătură de hidrogen se combină de fapt cu membrana şi sînt transportaţi prin aceasta, prin difuzie de tip liniar, iar cei care nu pot intra într-o legătură de hidrogen cu membrana sînt transportaţi printr-o difuzie de tip lacunar [11].

S. Sourirajan [1] propune mecanismul sorbţiei preferenţiale prin capilare, potrivit căruia separarea prin osmoză inversă este rezultatul combinat al unui fenomen interfacial şi al unui transport fluid, sub presiune, prin porii capilari. Apa este absorbită prin suprafaţă şi capilarele membranei hidrofile semipermeabile, şi dacă diametrul capilarelor nu depăşeşte dublul grosimii stratului moleculelor de apă adsorbite pe suprafaţa membranei, atunci, sub influenţa presiunii aplicate soluţiei mai concentrate şi suficient de mare pentru dislocuirea apei din capilare, prin membrană va difuza apă pură.

Această ipoteză explică şi proprietatea de selectivitate a membranelor semipermeabile, selectivitate ce creşte cu mărimea şi valenţa ionilor.

Din relaţia matematică (1) rezultă că fenomenul de osmoză inversă apare numai în cazul unei presiuni superioare faţă de presiunea osmotică. Presiunea osmotică, conform legii lui Vant Hoff, este dată de relaţia:

$$P_{osm} = C R T, \qquad (3)$$

unde

C este concentraţia molară a solventului;
R — constanta soluţiilor, analogă constantei gazelor;
T — temperatura absolută a soluţiei.

Deci presiunea osmotică creşte odată cu temperatura şi cu concentraţia soluţiei, atingînd valori considerabile chiar în soluţii nu prea concentrate [3], [10].

Teoretic ar rezulta că o suprapresiune mică faţă de cea calculată ar trebui să asigure desfăşurarea procesului în condiţii optime. Experienţa a demonstrat că acest lucru se întîmplă numai la începutul procesului şi că, numai după puţin timp, pentru a asigura continuitatea acestui proces, este necesară o suprapresiune destul de mare, chiar dacă nu s-au produs variaţii ale concentraţiei sărurilor în soluţia supusă filtrării prin osmoză inversă.

Aceasta se explică prin polarizarea de concentraţie care ia naştere la limita fazelor, ca urmare a acumulării sărurilor în stratul de lichid în contact direct cu membrana, datorită scurgerii continue a apei din acest strat şi ca o consecinţă a proceselor de difuzie.

Polarizarea de concentraţie duce la creşterea consumului de energie deoarece presiunea osmotică reală, la limita fazelor, este mult mai mare decît presiunea osmotică corespunzătoare concentraţiei medii a sărurilor în soluţiile supuse tratării.

Polarizarea de concentraţie poate fi preîntîmpinată provocînd o curgere turbulentă a lichidului, dar aceasta conduce la creşterea rezistenţei la curgere şi, prin urmare, la creşterea consumului de energie pentru refularea lichidului [12], [13], [14], [15], [16].

Module şi instalaţii de tratare a apei prin osmoză inversă

Modulele pentru osmoză inversă sînt vase de presiune care conţin membranele semipermeabile şi care se deosebesc între ele prin modul de aranjare a acestora.

Actualmente sînt folosite practic patru tipuri de module [6], [7], [8], [9].

Modul cu rame. Este un sistem clasic de modul cu membrane semipermeabile şi constă dintr-un vas foarte rezistent la presiune (fig. 2)

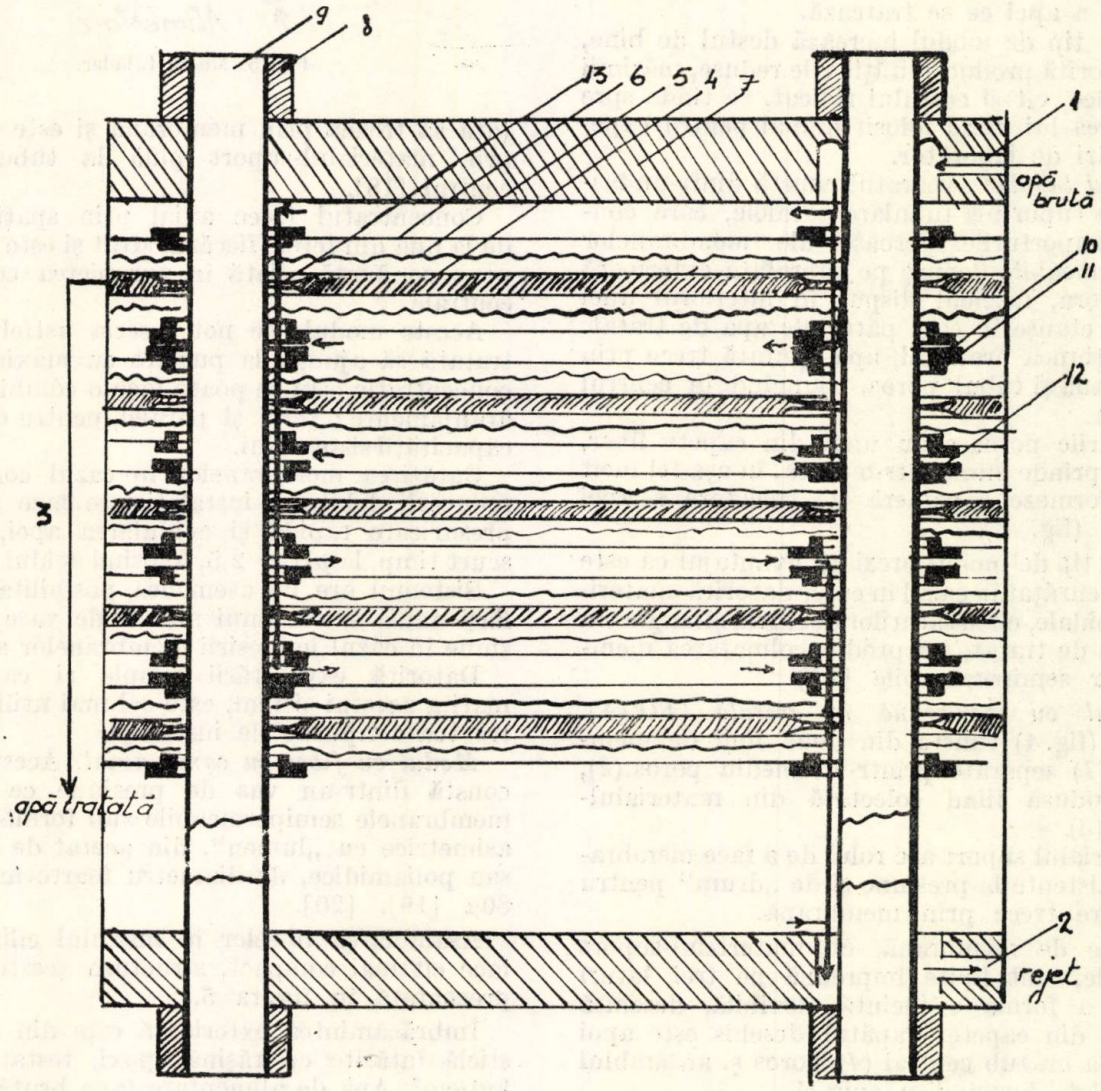


Fig. 2. Modul cu rame.

[10], cuprinzînd o serie de plăci (*4*), care sînt montate pe două şuruburi de strîngere (*9*) între două plăci extreme (*7*).

Ansamblul plăcilor extreme şi suporturilor membranelor sînt comprimate cu ajutorul piuliţelor (*8*).

Placa externă superioară cuprinde o conductă de admisie a apei de tratat (*1*), iar placa externă inferioară conducta de evacuare a rejetului. Aparatul cuprinde de asemenea membranele semipermeabile (*6*) situate de o parte şi de alta a plăcilor port-membrană (*4*), iar între ele, pentru protejarea membranelor, se găsesc folii de hîrtie de filtru (*5*).

Fixarea hîrtiei de filtru şi a membranelor semipermeabile pe placă se face cu ajutorul unor inele (*10*), care pentru a etanşa cît mai bine sînt prevăzute cu nişe came (*11*). Între inelul de etanşare şi şurubul de strîngere există un spaţiu care va permite trecerea apei netratate spre următorul element filtrant.

La diferite nivele sînt prevăzute inele de închidere (*12*) care sînt în contact cu şurubul de strîngere, cu scopul de a schimba direcţia de curgere a apei ce se tratează.

Acest tip de modul lucrează destul de bine, dar datorită productivităţii sale reduse, mărimii sale fizice, cît şi costului ridicat, se tinde spre înlocuirea lui, fiind folosit numai pentru experimentări de laborator.

Modul tubular. Aparatul constă dintr-un fascicul de suporturi tubulare paralele, care constituie suporturile poroase ale membranelor semipermeabile depuse pe suprafaţa exterioară a acestora, fascicul dispus în interiorul unei camere etanşe în care pătrunde apa de tratat. Sub acţiunea presiunii, apa epurată trece prin membrană şi tubul poros, ajungînd în centrul acestuia.

Tuburile poroase au unul din capete liber, care se prinde etanş într-o placă, în aşa fel încît să se formeze o cameră de colectare a apei tratate (fig. 3).

Acest tip de modul prezintă avantajul că este uşor de curăţat în cazul în care, datorită materiilor coloidale, cît şi sărurilor de calciu şi magneziu din apa de tratat, s-a produs colmatarea membranelor semipermeabile [17].

Modul cu membrană în spirală (ROGA). Acesta (fig. 4) constă din două folii de membrană (*1*) separate printr-un mediu poros (*2*), apa produsă fiind colectată din materialul-suport (*3*).

Materialul suport are rolul de a face membranele rezistente la presiune şi de „drum" pentru apa care trece prin membrană.

Foliile de membrană, cu materialul-suport între ele, sînt lipite împreună pe trei laturi pentru a forma o incintă flexibilă, deschisă la unul din capete. Capătul deschis este apoi ataşat la un tub central (*4*) poros şi ansamblul este rulat, formînd o spirală.

Se înseriază mai multe ansamble de acest fel şi se introduc într-un vas de presiune, din oţel-carbon, căptuşit cu un material rezistent la coroziune.

Apa de alimentare pătrunde în ansamblu la un capăt şi trece prin el axial. Apa este forţată să treacă prin membrană şi este condusă prin materialul-suport pînă la tubul poros central [18].

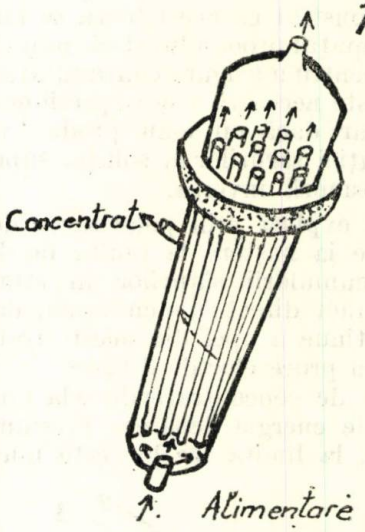


Fig. 3. Modul tubular.

Concentratul trece axial prin spaţiul-plasă de la una din feţele fiecărui strat şi este evacuat pe o conductă aflată în apropierea conductei centrale.

Aceste module se pot înseria astfel ca apa tratată să ajungă la purjare cu maximum de concentraţie, sau se poate face o combinaţie de aranjamente : serie şi paralel, pentru creşterea capacităţii sistemului.

Curăţirea membranelor în cazul constatării reducerii debitului instalaţiei se face prin depresurizare rapidă şi acidularea apei, pentru scurt timp, la $pH = 2{,}5$, folosind acidul fosforic.

Sistemul are de asemenea posibilitatea izolării unuia sau a unui număr de vase de presiune în cazul îmbîcsirii membranelor acestora.

Datorită exploatării simple şi capacităţii mari a acestui sistem, este cel mai utilizat dintre toate tipurile de instalaţii.

Modul cu fibre cu canal axial. Acest modul constă dintr-un vas de presiune ce conţine membranele semipermeabile sub formă de fibre asimetrice cu „lumen", din acetat de celuloză sau poliamidice, de diametru foarte mic, circa 80μ [19], [20].

Asamblarea fibrelor în modulul cilindric se face cît mai compact, structura acestuia fiind prezentată în figura 5.

Îmbrăcămintea exterioară este din fibre de sticlă întărite cu răşină epoxi, testată la 45 kgf/cm^2. Apa de alimentare (apa brută pretra-

tată) pătrunde axial în interiorul modulului prin intermediul unui tub poros, distribuitor al fluidului în interiorul modulului şi printre fibre.

Apa circulă radial la exteriorul fibrelor şi este evacuată sub forma unui slab rejet concentrat, printr-un orificiu aflat în apropierea orificiului de alimentare. Fibrele asimetrice, cu canal axial, permit obţinerea unei suprafeţe maxime de transfer pe unitatea de volum, precum şi o configuraţie geometrică care permite membranelor să reziste ele însele, fără suport, la presiuni ridicate.

Apa tratată traversează membrana şi se strînge în interiorul canalului tubului capilar, fiind evacuată din modul printr-un orificiu situat la cealaltă extremitate faţă de intrarea apei brute.

O placă de răşină, în care sînt prinse fibrele, asigură etanşeitatea între compartimentul apei brute şi cel al apei tratate.

Etanşeitatea internă a camerei se obţine prin prinderea plăcilor de la cele două capete cu şuruburi şi menţinute de clipsuri de siguranţă din oţel inoxidabil.

Cu ajutorul acestui tip de modul se poate trata apa cu turbiditate practic nulă, întrucît acest modul, odată îmbîcsit, este foarte greu de curăţat.

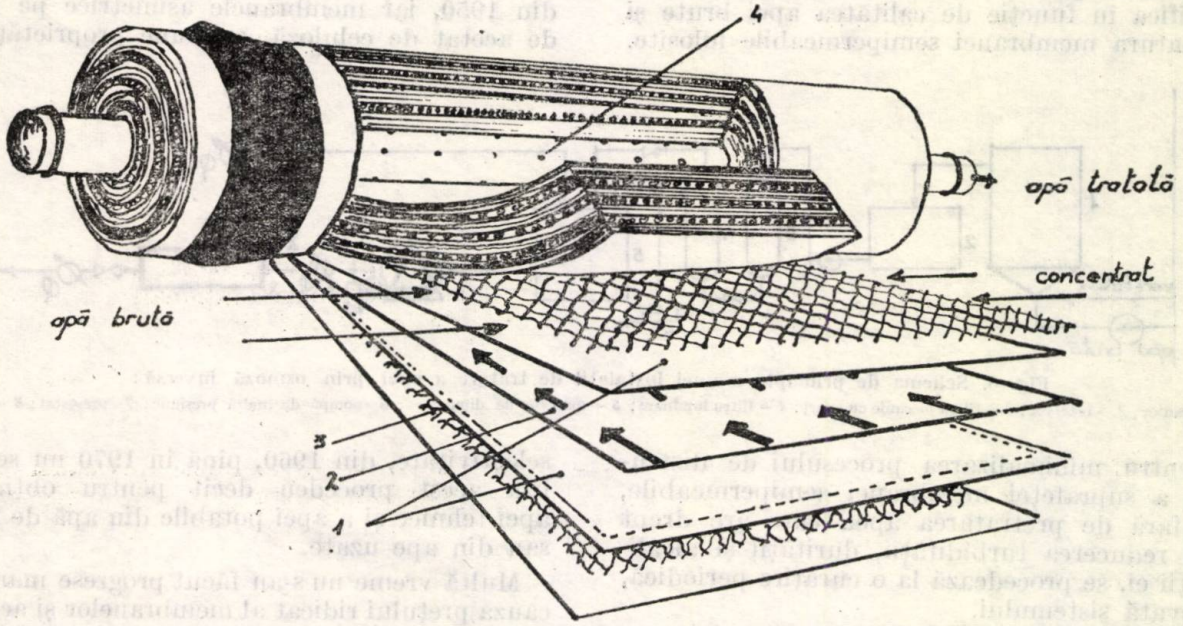


Fig. 4. Modul cu membrană în spirală.

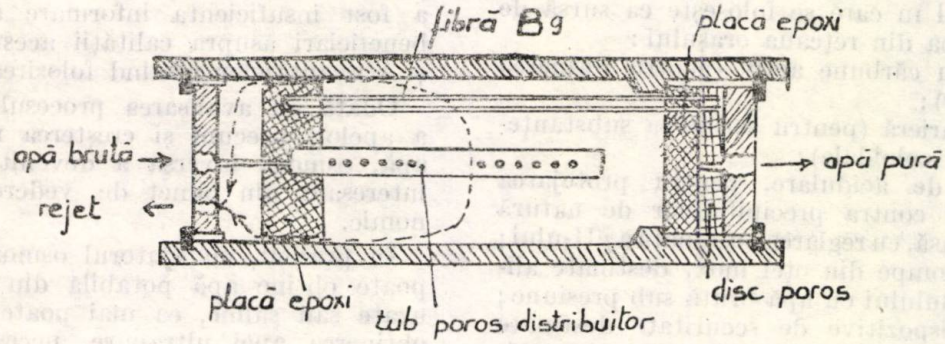


Fig. 5. Secţiune interioară a modulului „Permasep" (modul cu fibre-membrană).

Instalaţiile pentru tratarea apei prin osmoză inversă

Instalaţia de osmoză inversă se compune dintr-o staţie de pretratare şi una de tratare. Gradul pretratării trebuie să fie adecvat geometriei sistemului şi să împiedice formarea de depuneri pe suprafaţa membranei semipermeabile. Din acest motiv, la proiectarea instalaţiei de tratare a apei prin osmoză inversă se impune cunoaşterea caracteristicilor fizice şi chimice ale apei, şi anume: duritatea, alcalinitatea, turbiditatea, oxidabilitatea, clorul liber, fierul, manganul.

Alcalinitatea şi duritatea mare conduc la precipitarea carbonaţilor, respectiv a sulfaţilor de calciu, datorită procesului de concentrare

pe partea de rejecție a membranei. Turbiditatea și substanțele organice conduc la îmbîcsirea membranelor prin depunere pe suprafața lor [18], [20].

În figura 6 este reprezentată schema de principiu a unei instalații de tratare prin osmoză inversă, cu precizarea că pretratarea se poate modifica în funcție de calitatea apei brute și de natura membranei semipermeabile folosite.

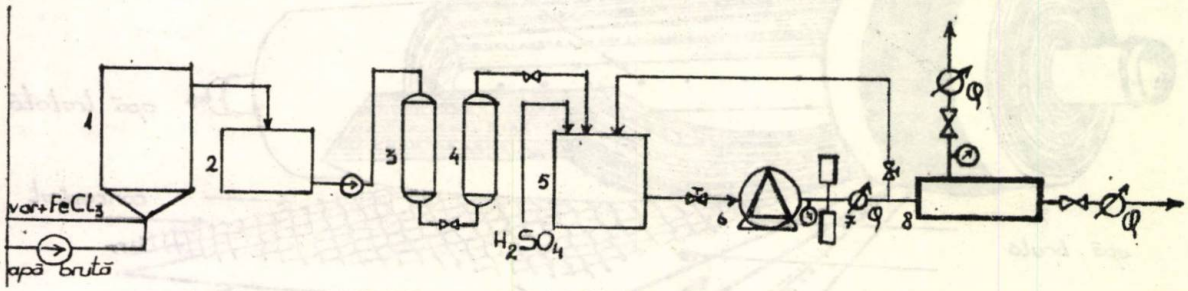


Fig. 6. Schema de principiu a unei instalații de tratare a apei prin osmoză inversă:
1 — decantor; *2* — rezervor; *3* — filtru mecanic cu cuarț; *4* — filtru lumînare; *5* — rezervor de alimentare; *6* — pompă de înaltă presiune; *7* — presostat; *8* — modul.

Pentru minimalizarea procesului de distrugere a suprafeței membranei semipermeabile, în afară de pretratarea apei, care are drept scop reducerea turbidității, durității și alcalinității ei, se procedează la o curățire periodică, adecvată sistemului.

Prin urmare, o instalație de tratare prin osmoză inversă se compune din:

a) În cazul în care se folosește ca sursă de apă brută apa din rețeaua orașului:

— filtru cu cărbune activ (pentru reținerea clorului liber);

— filtru-barieră (pentru reținerea substanțelor organice coloidale);

— sistem de acidulare, pentru protejarea membranelor contra precipitatelor de natură alcalino-teroasă, cu reglarea automată a *p*H-ului;

— electropompe din oțel inox, destinate alimentării modulului cu apă brută sub presiune;

— două dispozitive de securitate destinate protejării instalației, prin comandă automată, contra creșterilor de presiune cît și a riscului de a rămîne fără apă;

— două manometre plasate înainte și după modul pentru controlarea presiunilor de alimentare în circuitul de înaltă presiune;

— două debitmetre din oțel inox permițînd controlul debitelor apei epurate și al apei concentrate în săruri;

— un dispozitiv de reglare a debitului, permițînd găsirea și menținerea pe aparat a nivelului de conversie, presiunii de exploatare și a calității apei epurate.

b) În cazul folosirii ca sursă de apă brută a apei de suprafață, instalația se modifică din punctul de vedere al pretratării, și anume va fi prevăzută cu un sistem de limpezire prin sedimentare și unul prin coagulare, urmat de o filtrare mecanică pe un filtru cu cuarț; pentru reținerea substanțelor organice se vor folosi filtre-barieră.

3. Performanțele obținute la tratarea apei prin osmoză inversă și domenii de aplicare

Cu toate că osmoza inversă era cunoscută din 1950, iar membranele asimetrice pe bază de acetat de celuloză, cu bune proprietăți de selectivitate, din 1960, pînă în 1970 nu se utiliza acest procedeu decît pentru obținerea apei tehnice și a apei potabile din apă de mare sau din ape uzate.

Multă vreme nu s-au făcut progrese mari din cauza prețului ridicat al membranelor și acestea nu au interesat prea mult pe cei care le-ar fi putut utiliza în diferite domenii. O altă cauză a fost insuficienta informare a eventualilor beneficiari asupra calității acestor membrane și a avantajelor privind folosirea lor.

Odată cu avansarea procesului de poluare a apelor, precum și creșterea necesarului de apă, osmoza inversă a devenit un procedeu interesant din punct de vedere tehnico-economic.

În prezent, cu ajutorul osmozei inverse, se poate obține apă potabilă din surse de ape uzate sau saline, ea mai poate fi folosită la obținerea apei ultrapure, necesară cazanelor de înaltă presiune, industriei electronice, farmaceutice, alimentare etc. Pentru obținerea apei ultrapure, instalația de tratare prin osmoză inversă trebuie să fie prevăzută și cu un post de finisare, care, în funcție de calitățile cerute de beneficiar, poate fi un al doilea modul de tratare prin osmoză inversă sau un filtru cu schimbători de ioni în pat mixt [21], [22].

În afară de cele specificate mai sus, mai există și alte posibilități de folosire a osmozei inverse, și anume:

— în galvanotehnică, unde odată cu recondiționarea apei devine posibilă și recuperarea metalelor, în urma concentrării lor;

— pentru tratarea apelor radioactive, reducîndu-se mult volumul deșeurilor radioactive;

— la tratarea apelor ce conțin produse petroliere și petrochimice, concentratele rejectate putînd fi utilizate ca agenți termici.

Pentru o apă cu o salinitate totală de 350—650 mg/l, capacitatea de producţie reprezintă 80% din totalul cantităţii de apă admisă în celula de osmoză inversă, iar pentru o apă cu salinitatea totală de 165 mg/l şi cu un conţinut mare de substanţe organice şi de silice se constată o reţinere a substanţelor dizolvate în proporţie de 98,3%, raportul de conversie fiind de 90%.

Această apă finisată pe un pat mixt face posibilă obţinerea unei ape foarte pure, cu o conductibilitate de 0,06 μS/cm.

Performanţele instalaţiilor sînt influenţate în mod deosebit de următorii factori:

— presiunea de lucru; calitatea fluidului epurat creşte odată cu creşterea presiunii, presiunea curentă de exploatare fiind de 28 kgf/cm², în cazul fibrelor poliamidice, şi de 40 kgf/cm² în cazul acetatului de celuloză;

— salinitatea totală a apei brute;

— temperatura; de fapt, creşte fluiditatea apei şi prin urmare debitul apei epurate, fără a fi influenţată calitatea acesteia;

— raportul de conversie; acesta reprezintă raportul dintre volumul de apă epurată şi volumul de apă utilizat pentru alimentarea instalaţiei. Trecerea sărurilor minerale prin membrană reprezintă un procent al conţinutului apei de pe partea de rejecţie şi care creşte cu creşterea salinităţii apei de tratat; deci scăzînd nivelul conversiei, creşte calitatea apei epurate.

Pentru ilustrarea celor de mai sus, sînt prezentate în tabelul 1 rezultatele experimentărilor efectuate, în acest scop, pe o instalaţie-pilot la centrala electrică Mannheim din R.F.G. [20].

Tabelul 1

Indici chimici	28 kgf/cm²				20 kgf/cm²			
	Apă brută	Apă tratată – grad de conversie			Apă brută	Apă tratată – grad de conversie		
		60%	66%	75%		60%	66%	75%
μS/cm	800	55	63	77	820	68	78	108
$Ca^{2+} + Mg^{2+}$, mval/l	3,95	0,12	0,15	0,17	4,04	0,16	0,15	0,27
$Na^{+} + K^{+}$, mval/l	3,90	0,43	0,45	0,58	3,73	0,48	0,58	0,68
Cl^{-} mval/l	3,64	0,19	0,23	0,30	3,79	0,19	0,28	0,50
SO_4^{2-} mval/l	3,7	0,06	0,06	0,06	3,51	0,06	0,06	0,06
SiO_2 mg/l	4,20	0,35	0,39	0,44	5,00	0,43	0,48	0,63

În literatura de specialitate sînt numeroase date, similare celor prezentate, privind performanţele instalaţiilor de osmoză inversă în funcţie de parametrii de lucru citaţi.

4. Avantajele şi dezavantajele acestui procedeu de tratare comparativ cu procedeele clasice

În cazul demineralizării prin osmoză inversă faţă de procedeul prin schimbători de ioni, se înregistrează avantajul unei exploatări mai simple, primul procedeu permiţînd o completă automatizare: nu sînt necesare regenerări, pretratarea este mai puţin pretenţioasă pentru împiedicarea colmatării, ocupă spaţiu redus şi nu necesită consumuri mari de reactivi chimici.

Pe de altă parte, schimbătorii de ioni sînt mult mai selectivi şi sînt şi economici pentru salinităţi scăzute.

Procedeul de osmoză inversă prezintă însă şi o serie de inconveniente, care deocamdată nu pot fi neglijate, acestea determinînd o limitare a aplicării lui pe scară industrială.

Membranele obţinute pînă în prezent nu pot lucra într-o gamă foate largă de *p*H şi de temperatură, datorită fenomenului de hidroliză (pregnant în cazul celor pe bază de acetat de celuloză), nu rezistă la anumiţi agenţi de oxidare, compuşi organici şi solvenţi.

O altă problemă este îmbîcsirea membranelor cu substanţe organice în suspensie sau cu compuşi greu solubili ai metalelor grele. Îmbîcsirea membranei duce la scăderea debitului de apă tratată cît şi la distrugerea membranei.

În ultimul timp s-au găsit metode, cum ar fi curgerea turbulentă a fluidului, acidularea acestuia, spălarea cu un jet puternic de apă la anumite intervale de timp, cît şi aplicarea unei pretratări adecvate, care elimină problema îmbîcsirii membranelor, prelungind durata de viaţă a acestora, de la doi la cinci ani.

Cu toate cele indicate anterior, totuşi trebuie subliniat că membranele de osmoză inversă prezintă o toleranţă mult mai mare decît răşinile schimbătoare de ioni, la substanţe organice şi suspensii.

Un alt dezavantaj al acestor membrane, chiar şi în cazul celor cu selectivitate foarte bună, este slaba rejecţie pentru anumiţi compuşi chimici, cum ar fi bioxidul de carbon, fenolii, boraţii etc. Din această cauză, pentru anumite produse, osmoza inversă este total ineficace.

Perspective de utilizare a osmozei inverse ca metodă de tratare a apei de adaos în centralele termoelectrice

Consideraţii economice

Cu toate inconvenientele arătate mai sus, osmoza inversă este din ce în ce mai mult folosită, fiind pînă în prezent utilizată cu bune

rezultate pentru obţinerea apei de alimentare a cazanelor din apele de adîncime cu salinitate mare sau din ape de suprafaţă; la obţinerea apei potabile din ape sălcii şi reziduale; pentru purificarea apelor radioactive în industria alimentară, galvano-tehnică, farmacie, electrotehnică.

Fiecare dintre aceste aplicaţii ale osmozei inverse prezintă un interes deosebit şi se înscriu în preocupările actuale de luptă împotriva poluării apelor şi alimentarea cu apă cît mai pură a industriei şi centrelor populate.

În cazul folosirii osmozei inverse la tratarea apei de adaos pentru centralele termoelectrice, aceasta va constitui primul stadiu de demineralizare a apei, urmat de finisare pe schimbători de ioni în pat mixt.

Din punct de vedere teoretic, realizarea unei astfel de instalaţii este totdeauna posibilă, dar pentru a constata în ce măsură utilizarea osmozei inverse la prepararea apei de alimentare este raţională din punct de vedere tehnic şi economic trebuie să fie supusă unei verificări practice exacte pentru fiecare caz în parte.

În acest scop, înaintea instalării unui sistem cu capacitate mare sînt necesare testări-pilot.

Se poate proceda la includerea pilotului în instalaţia combinată de preparare a apei de adaos sau se pot realiza sisteme autonome, portabile, cu care se pot face testări pe diferite surse de apă pentru a se stabili oportunitatea introducerii osmozei inverse ca metodă de tratare.

O instalaţie de osmoză inversă conduce la reducerea substanţială a costului pe metrul cub de apă tratată.

Acest lucru este o consecinţă a faptului că prin osmoza inversă are loc o reducere a conţinutului de săruri, cu circa 90%, fără a se utiliza reactivi chimici, şi aceasta se repercutează şi asupra cheltuielilor de exploatare.

Calculul preţului de cost pe metrul cub de apă tratată prin osmoză inversă este deosebit de complex, deoarece intervine un număr foarte mare de parametri:

— cheltuieli de investiţii;
— cheltuieli de exploatare;
— costul energiei electrice consumate;
— costul înlocuirii membranelor;
— costul pretratării.

Din lucrările de specialitate rezultă că, însumînd aceste cheltuieli şi considerînd ca durată medie de viaţă a membranelor doi ani (deşi, printr-o exploatare corectă, pot lucra în bune condiţii cinci-şase ani), costul pe metrul cub de apă tratată prin osmoză inversă poate varia între limitele 1,6—2,5 lei. Costul pe metrul cub de apă tratată scade cu creşterea capacităţii de tratare a instalaţiei [23].

Considerînd o instalaţie de tratare a apei, cu o capacitate de producţie de 100 m³/h, formată dintr-o linie de demineralizare cu schimbători de ioni urmată de finisare pe pat mixt, iar sursa de apă avînd o salinitate totală de 600—650 mg/l, prin înlocuirea liniei de demineralizare cu o instalaţie de tratare prin osmoză inversă, finisarea făcîndu-se tot pe schimbători de ioni în pat mixt, se realizează economii de reactivi de regenerare pentru linia de demineralizare. Astfel:

— Cantităţile de reactivi folosite la o regenerare a acestei linii sînt de: 800 kg HCl 100% şi 320 kg NaOH 100%.

Într-un ciclu de funcţionare, la acest nivel de regenerare, se obţin 900 m³ apă demineralizată.

Costul reactivilor pentru o regenerare este de:

2,3 m³ HCl 32%. 735 lei/m³+
+ 0,7 m³ NaOH 36% . 1690 lei /m³= 2873 lei.

Costul reactivilor pentru un m³ apă tratată va fi de 3,2 lei.

Ţinînd seama că un m³ apă tratată prin osmoză inversă costă aprox. 2 lei, rezultă că numai prin reducerea consumului de reactivi de regenerare se realizează economii de 1,2 lei/m³ apă tratată.

Prin urmare, pentru o instalaţie de 100 m³/h, care lucrează 7000 ore anual, se pot realiza economii de circa 840 000 lei/an.

Dată fiind eficienţa economică a acestui procedeu, cu toate implicaţiile de natură tehnică, se consideră că este oportună introducerea demineralizării prin osmoză inversă şi în instalaţiile de tratare a apei de adaos pentru centralele electrice din ţara noastră.

Cercetările cu privire la desalinizarea apei prin osmoză inversă şi sintetizarea membranelor osmotice sînt în fază de laborator; rezultatele experimentărilor vor fi publicate într-un alt articol.

Concluzii

Osmoza inversă este pe cale să devină unul dintre cele mai importante procedee de epurare a apei, în condiţiile actuale cînd sursele de apă sînt tot mai poluate şi cînd, datorită industrializării, sursele convenţionale devin cu totul insuficiente.

Tratarea apei prin osmoză inversă prezintă avantajul că nu foloseşte reactivi chimici, care să ducă la poluarea apelor de suprafaţă, fiind şi un procedeu economic.

S-au făcut progrese importante în domeniul sintezei membranelor semipermeabile, făcînd posibilă lărgirea domeniului de aplicare a osmozei inverse, cum ar fi: la purificarea apelor uzate, a apelor saline în vederea obţinerii apei potabile, obţinerea apei ultrapure, necesară industriei farmaceutice, electronice şi alimentării cazanelor cu parametri ridicaţi.

Bibliografie

[1] Sourirajan, S. *Ind. and Eng. Chem.*, 2, nr. 1, 1963, p. 51.
[2] Sharphus, A. *Chemistry and Industry*, nr. 10, 1970, p. 322–324.
[3] Negoiu, D. *Tratat de chimie anorganică*. Editura tehnică, Bucureşti, 1972.
[4] Loeb-Sourirajan, U.S. Patent, 3.133.132/1964.
[5] Loeb-Sourirajan. U.S. Patent 3.133.137/1964.
[6] Allard, J.J. *TSM–L'eau 69*, nr. 2, 1974, p. 49–57.
[7] Robertson, W.J. *Water Services*, 79, 1975, nr. 947.
[8] Treille, P. *Chimilie-Actualité*, febr. 28, 1973.
[9] Murkes, J. *Chemische Technik*, nr. 10, 1973, p. 601–604.
[10] Weinstein, Z. *France* 2.170.147, 1973.
[11] Reid, C. E. Journal of Applied Polimer Science, 133, nr. 1, 1959, p. 243–247.
[12] Belfort, G., Littman, F.E. şi Bishop, H.K Water Research, 11, nr. 7, 1973, p. 1547–1559.
[13] Burns, V.T. *American Power Conference* 35, 1973, p. 875–882.
[14] Castagna, C.J. *Plant Engineering*, 27, 1973, 17 mai, p. 142.
[15] Goddard, J.E. *Water Services*, 79, nr. 951, 1975.
[16] Grover, R.J. *Chemistry and Industry*, 8, aprilie 1973, p. 369.
[17] Simonnot, Santareli. *France* 2.172.066, 1973.
[18] Leightell, B. *Chemistry and Industry*, 11, iunie 1974, p. 437.
[19] Lérat, H. *Actualité-Chimie*, 18 sept. 1974.
[20] Bursik, A. *VGB Kraftwerkstechnik*, 55, nr. 11, 1975, p. 748–752.
[21] Lepper, F.R. *Power Engineering* 77, nr. 5, 1973, p. 56.
[22] Walsk, M. *Industrial Equipment News*, nov. 1974.
[23] Blada, L. *Cercetări privind utilizarea unor tehnologii noi de demineralizare a apei pentru cazanele de abur*. Lucrare ICEMENERG, 1974.

(Articol intrat în redacţie la 26 septembrie 1977)

Rezolvarea unor cazuri speciale de reconstituire a schemei de conexiuni la circuite secundare de curent

Ing. **Lokodi Zoltan**
ing. **Kerekes Ioan***

1. Generalităţi

Legarea corectă a aparatelor de măsură şi de protecţie în montaj indirect se verifică în timpul funcţionării prin interpretarea diagramei vectoriale a tensiunilor şi curenţilor [1]. În anumite cazuri particulare, analiza diagramei trebuie să fie suplinită cu un procedeu de eliminare a nedeterminării, bazată pe compararea potenţialelor faţă de pămînt a bornelor de curent ale aparatului [2].

În cele ce urmează se tratează aspectele specifice aplicării acestui procedeu la sisteme de montaj cu trei fire, acestea avînd schemele de principiu prezentate în figura 1.

Notaţiile din figură au următoarele semnificaţii:

I_1, I_3 — curenţii secundari ai transformatoarelor de curent montate pe fazele 1 şi 3 ale instalaţiei trifazate;

I_I, I_{III} — curenţii de acţionare care circulă în bobinele ampermetrice ale sistemelor active I şi III (sau a grupului de sisteme ale aparatelor înseriate);

k, l — borna secundară de intrare, respectiv de ieşire a transformatorului de curent;

$\hat{\imath}$, s — borna de început, respectiv de sfîrşit a bobinei ampermetrice a aparatului (în cazul mai multor aparate înseriate reprezintă clema de şir la care este racordată borna de început a primului aparat, respectiv borna de sfîrşit a ultimului aparat din lanţ);

$Z_a = \sqrt{r_a^2 + x_a^2}$ — impedanţa unei bobine de curent a aparatului (la scheme complexe reprezintă impedanţa echivalentă pe fază a grupului de aparate înseriate).

Se observă că indiferent de modul de realizare a firului comun, la scheme corecte există concordanţă între poziţia legăturii de punte la bornele aparatului (respectiv la şirul de cleme) şi cea realizată la bornele transformatoarelor de curent, conform tabelului 1.

Tabelul 1

Concordanţa între puntea aparatului şi a transformatoarelor de curent

Tipul schemei	Legătura de punte	
	la aparat	la transformatoare de curent
1*a*	$\hat{\imath}_I$ $\hat{\imath}_{III}$	k_1k_3
1*b*	s_I s_{III}	l_1l_3
1*c*	s_I $\hat{\imath}_{III}$	l_1k_3
1*d*	$\hat{\imath}_I$ s_{III}	k_1l_3

2. Cazuri de nedeterminare

Diagrama vectorială a schemelor de legături corecte are aceeaşi imagine geometrică ca şi cea a unor scheme de conexiuni greşite, func-

* Autorii sînt ingineri în cadrul Întreprinderii de reţele electrice Tg. Mureş.

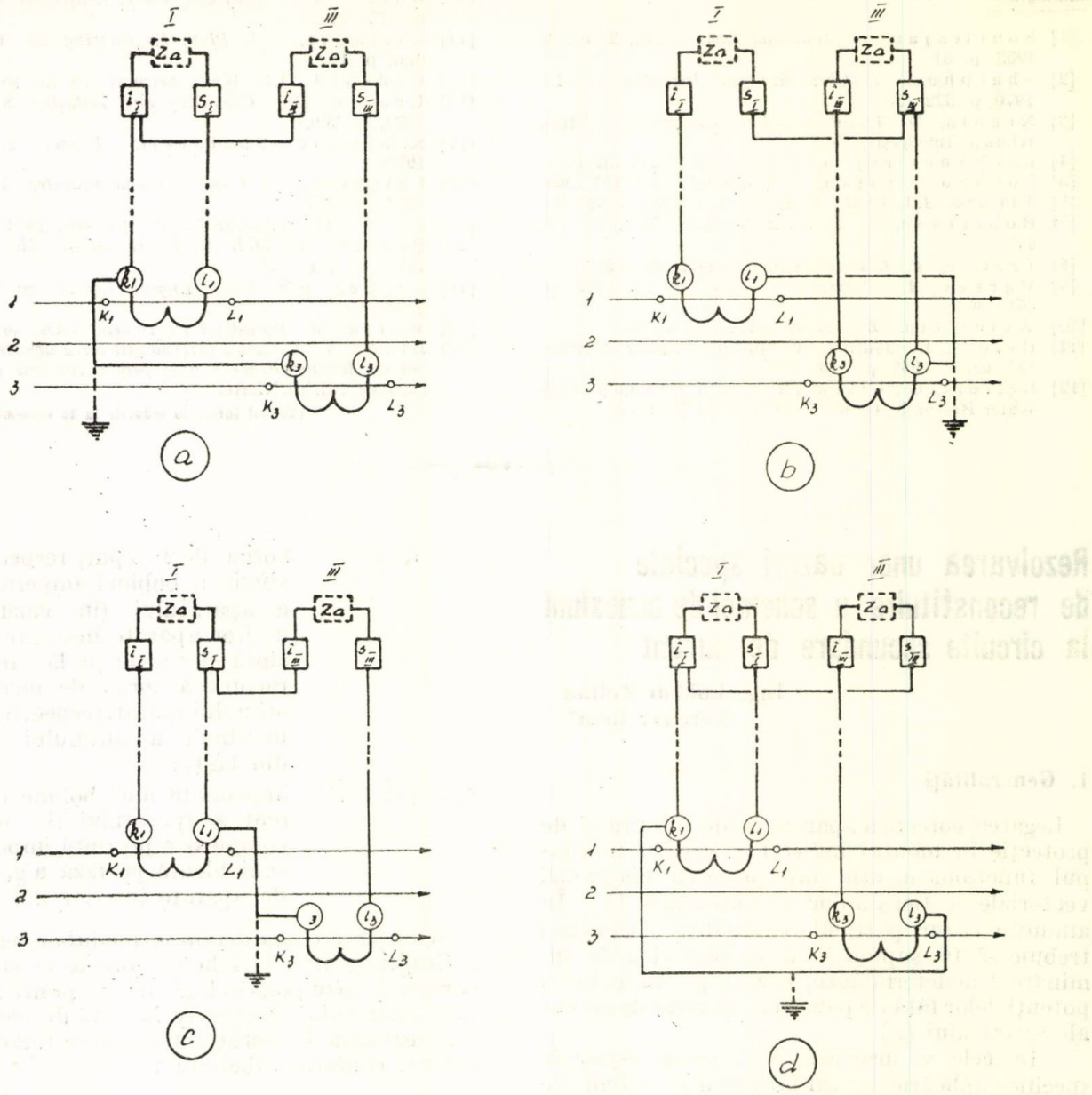


Fig. 1. Schemele de principiu ale circuitelor secundare de curent bifazate în sisteme de montaj cu trei fire.

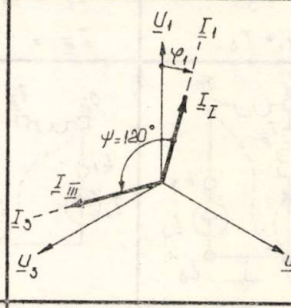
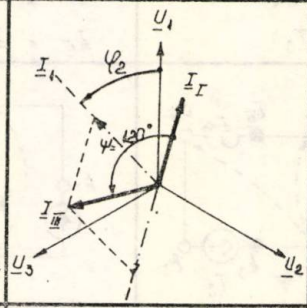
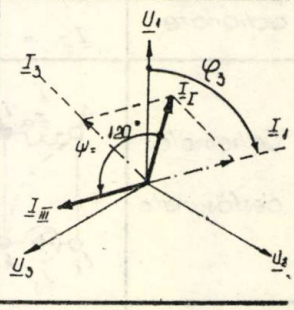
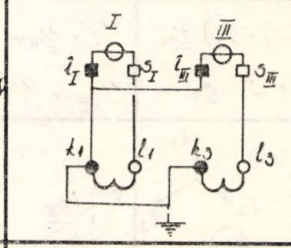
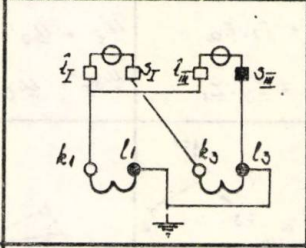
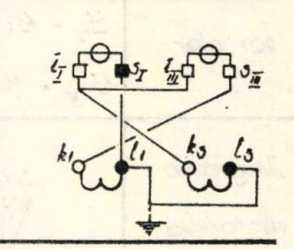
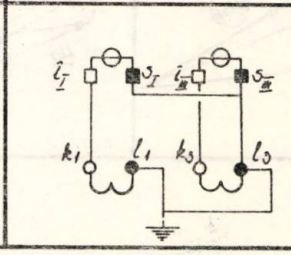
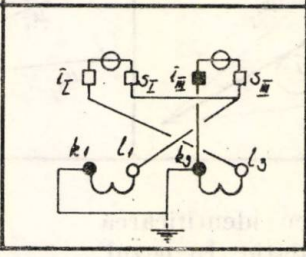
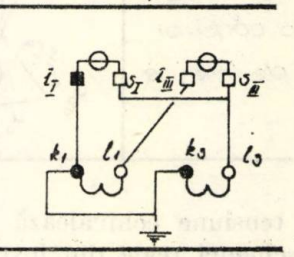
ţionînd în regim caracterizat prin unghi de defazaj Ø — 60°, respectiv Ø + 60° (Ø este unghiul de defazaj corespunzător regimului în care funcţionează schema corectă). Pentru ilustrarea acestei coincidenţe derutante, în tabelul 2 se prezintă trei variante de scheme de conexiuni avînd aceeaşi diagramă specifică.

Cuplul de vectori $\underline{I}_I$ $\underline{I}_{III}$ din diagramă este caracterizat prin unghiul ψ — reprezentînd decalajul vectorului $\underline{I}_{III}$, măsurat în sens direct faţă de vectorul $\underline{I}_I$.

Sinteza cazurilor în care apar cele trei alternative de interpretare este redată în tabelul 3.

În majoritatea cazurilor practice, în care se cunoaşte — respectiv se determină relativ uşor — unghiul de defazaj Ø, identificarea curenţilor de acţionare $\underline{I}_I$, $\underline{I}_{III}$ şi implicit reconstituirea schemei de conexiuni aferente se rezolvă fără echivoc. Posibilitatea de confuzie, care să ducă la eroare de interpretare, poate apărea în situaţiile speciale în care unghiul de defazaj este necunoscut, sau este apreciabil numai cu o toleranţă mai mare de $\pm$ 30°. Asemenea cazuri pot fi întîlnite atunci cînd indicaţiile aparatelor, respectiv datele înregistrate de acestea, nu prezintă garanţie tocmai datorită îndoielii privind corectitudinea montajului grupului de măsură şi nu se deţin (nu se obţin în timp util) informaţii certe asupra circulaţiei puterilor active şi reactive din instalaţia primară. În acest sens se reţine faptul că, la o eventuală greşeală de conexiune, eroarea de măsură de-

Variante de scheme corespunzătoare unghiului de decalaj $\psi = 120°$ *Tabelul 2*

Unghiul de defazaj	$\varphi_1 = \varphi$	$\varphi_2 = \varphi - 60°$	$\varphi_3 = \varphi + 60°$
Diagramele vectoriale			
Curenții de acționare	$\underline{I}_I = \underline{I}_1$ $\underline{I}_{III} = \underline{I}_3$	$\underline{I}_I = -\underline{I}_3$ $\underline{I}_{III} = \underline{I}_1 + \underline{I}_3$	$\underline{I}_I = \underline{I}_1 + \underline{I}_3$ $\underline{I}_{III} = -\underline{I}_1$
Schemele de principiu — Punte la aparat tip i_I i_{III}			
Schemele de principiu — Punte la aparat tip s_I s_{III}			

Tabelul 3

Criterii de recunoaștere a diagramelor cu trei variante de interpretare

Legătura de punte la aparat	Unghiul de decalaj ψ
i_I i_{III}	120°; 240°
s_I s_{III}	
s_I i_{III}	60°; 300°
i_I s_{III}	

pinde în mod hotărîtor de unghiul de defazaj și în consecință, datele de măsurare furnizează informații false asupra factorului de putere și astfel valoarea prezumată a lui Ø poate diferi mult de cea reală.

Incertitudinea privind identitatea schemei se poate elimina și în aceste cazuri particulare, fără a fi necesară întreruperea funcționării instalației primare. În continuare se prezintă două criterii de selectare bazate pe analiza căderilor de tensiune în circuitele de curent.

3. Metoda potențialului minim

3.1. *Principiul metodei*

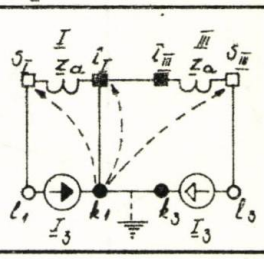
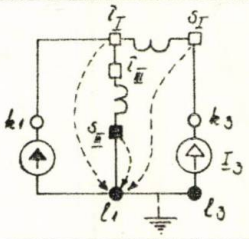
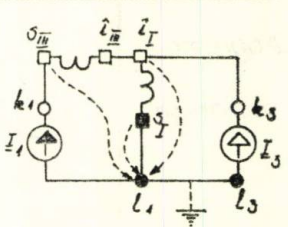
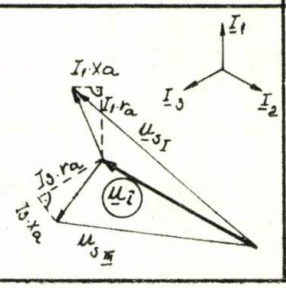
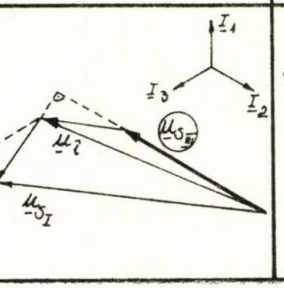
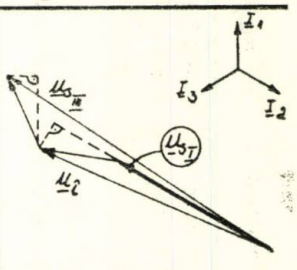
În vederea alegerii schemei de conexiuni reale din cele trei alternative posibile, se compară căderile de tensiune care au loc între bornele bobinelor de curent ale aparatului (clemele de șir de la panoul de aparate) și instalația de legare la pământ de protecție a circuitelor secundare (masele metalice din apropiere, legate galvanic la priza de pământ).

Pentru alegerea parametrului de diferențiere a schemelor, respectiv pentru găsirea criteriului de selectare, se analizează în continuare relația analitică și diagrama vectorială a căderilor de tensiune pentru variantele de scheme care pot fi regăsite în figura 1 *a*.

Din analiza sumară a diagramelor prezentate în tabelul 4 rezultă că acele borne ale căror diferențe de potențial față de pământ rezultă minime sînt racordate la puntea transformatoarelor.

Cum însă poziția acestor borne (legate direct la pământ) este specifică fiecărei variante posibile, identificarea ei prin compararea căde-

Analiza comparativă a căderilor de tensiune măsurate la bornele aparatului (punte tip $t_I t_{III}$)

Unghiul de deforaj	$\varphi_1 = \varphi$	$\varphi_2 = \varphi - 60°$	$\varphi_3 = \varphi + 60°$
Curenții de acționare	$\underline{I}_I = \underline{I}_1$ $\underline{I}_{III} = \underline{I}_3$	$\underline{I}_I = -\underline{I}_3$ $\underline{I}_{III} = \underline{I}_1 + \underline{I}_3$	$\underline{I}_I = \underline{I}_1 + \underline{I}_3$ $\underline{I}_{III} = -\underline{I}_1$
Schemele desfășurate			
Potențialele bornelor	$\underline{u}_{\hat{i}} = (\underline{I}_1 + \underline{I}_3)\cdot r_c = \underline{u}_0$ $\underline{u}_{s_I} = \underline{u}_0 + \underline{I}_1 \cdot \underline{z}_a$ $\underline{u}_{s_{III}} = \underline{u}_0 + \underline{I}_3 \cdot \underline{z}_1$	$\underline{u}_{s_{III}} = (\underline{I}_1 + \underline{I}_3)\cdot r_c = \underline{u}_0$ $\underline{u}_{\hat{i}} = \underline{u}_0 + (\underline{I}_1 + \underline{I}_3)\cdot \underline{z}_a$ $\underline{u}_{s_I} = \underline{u}_{\hat{i}} + \underline{I}_3 \underline{z}_a$	$\underline{u}_{s_I} = (\underline{I}_1 + \underline{I}_3)\cdot r_c = \underline{u}_0$ $\underline{u}_{\hat{i}} = \underline{u}_0 + (\underline{I}_1 + \underline{I}_3)\cdot \underline{z}_a$ $\underline{u}_{s_{III}} = \underline{u}_{\hat{i}} + \underline{I}_1 \cdot \underline{z}_a$
Diagrama vectorială a căderilor de tensiune			

rilor de tensiune echivalează cu identificarea certă a schemei reale din instalație. În cazul exemplului prezentat, schema reală este cea corespunzătoare pentru $\emptyset_1 = \emptyset$ dacă potențialul minim se măsoară la puntea aparatului (bornele $\hat{i}_1$, $\hat{i}_{III}$). În cazul în care potențialul minim apare la borna s_{III}, respectiv la s_I, avem de-a face cu schema corespunzătoare unghiului $\emptyset_2 = \emptyset - 60°$, respectiv $\emptyset_3 = \emptyset + 60°$.

3.2. *Domeniul de valabilitate*

Analizind mai atent diagrama corespunzătoare schemei corecte ($\emptyset = \emptyset_1$), ne dăm seama că inegalitatea

$$u_0 < u \text{ (în cazul nostru } u_{\hat{i}} < u_{s_{III}}) \quad (1)$$

este indeplinită numai pentru anumite valori ale raportului

$$\frac{r_a}{z_a} = k_a > k_{a_{min}} \quad (2)$$

Pentru stabilirea limitei de aplicabilitate a metodei, să considerăm această diagramă explicitată geometric (fig. 2).

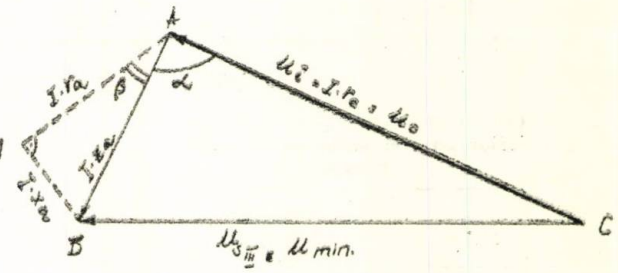


Fig. 2. Stabilirea corelației între u_{min} și u_0. $\alpha + \beta = 120°$.

Din triunghiul dreptunghic ABD avem

$$\cos\beta = \frac{r_a}{z_a} = k_a. \quad (3)$$

Se calculează

$$\cos\alpha = \cos(120° - \beta) = -\frac{1}{2}\cdot\cos\beta + \frac{\sqrt{3}}{2}\cdot\sin\beta = \frac{\sqrt{3(1-k_a^2)} - k_a}{2} \quad (4)$$

rezultat intermediar, cu care se determină din triunghiul ABC

$$u_{min} = u_{s_{III}} = I\cdot\sqrt{r_c^2 + z_a^2 - 2r_c\cdot z_a\cdot\cos\alpha} = I\cdot\sqrt{r_c^2 + z_a^2 - r_c\cdot z_a\cdot[\sqrt{3(1-k_a^2)} - k_a]} \quad (5)$$

Prin u_{min} s-a notat cea mai mică cădere de tensiune care se măsoară la bornele neracordate prin fir direct la puntea transformatoarelor (legată la pământ).

Pentru valabilitatea criteriului de selectare enunțat se impune a se respecta condiția

$$u_{min} > u_0 = I \cdot r_c \tag{6}$$

Ca primă ipoteză presupunem cazul-limită

$$u_{min} = u_0, \tag{7}$$

situație pentru care avem

$$z_a^2 - r_c \cdot z_a \cdot [\sqrt{3(1-k_a^2)} - k_a] = 0. \tag{8}$$

Din această condiție se determină rezistența critică a conductorului de legătură, valoare-limită la care nu se mai poate aplica metoda potențialului minim :

$$r_{c_{cr}} = \frac{z_a}{\sqrt{3(1-k_a^2)} - k_a} \tag{9}$$

Pentru generalizare, se definește coeficientul de multiplicare

$$k_{cr} = \frac{r_{c_{cr}}}{z_a} = \frac{1}{\sqrt{3(1-k_a^2)} - k_a} \tag{10}$$

ca fiind raportul maxim între rezistența conductorului de legătură și impedanța bobinei de curent a aparatului (respectiv impedanța echivalentă a bobinelor înseriate) pentru care nu mai este valabil criteriul de selectare bazat pe identificarea potențialului minim.

Coeficientul k_{cr} are semnificație reală (valori pozitive) pentru valori ale lui k_a cuprinse în domeniul $\left(0\,;\frac{\sqrt{3}}{2}\right)$, fapt ce înseamnă că pentru $k_a > \frac{\sqrt{3}}{2} = 0{,}866$ este totdeauna îndeplinită inegalitatea $u_{min} > u_0$.

Din punct de vedere practic este necesar ca să existe o diferență de tensiune $\Delta u = u_{min} - u_0$ perceptibilă în mod cert de către verificator.

Să exprimăm această diferență de valoare minimă, sesizabilă prin compararea rezultatelor măsurării, ca procent din u_0

$$\delta u_m = \left(\frac{u_{min}}{u_0} - 1\right) \cdot 100 \tag{11}$$

Înlocuind valorile lui u_{min} și u_0 în expresiile din formulele (5) și (6), se ajunge la ecuația :

$$A \cdot k_{sens}^2 + [\sqrt{3(1-k_a^2)} - k_a] \cdot k_{sens} - 1 = 0, \tag{12}$$

în care parametrul A are expresia

$$A = \left(1 + \frac{\delta u_m}{100}\right)^2 - 1 = \frac{\delta u_m}{100} \cdot \left(2 + \frac{\delta u_m}{100}\right). \tag{13}$$

Rădăcina pozitivă a ecuației, dată prin formula

$$k_{sens} = \frac{r_{c\,max}}{z_a} =$$

$$= \frac{k_a - \sqrt{3(1-k_a^2)} + \sqrt{[\sqrt{3(1-k_a^2)} - k_a]^2 + 4A}}{2A} =$$

$$= \frac{1}{2A} \cdot \left(\sqrt{4A + \frac{1}{k_{cr}^2}} - \frac{1}{k_{cr}}\right) \tag{14}$$

exprimă limita de aplicabilitate a metodei de selectare, pentru un δu_m dat.

În cazurile uzuale se poate admite drept valoare acoperitoare $\delta u_m = 3\%$ ($A = 0{,}0609$), pentru care rezultă

$$k_{sens} =$$

$$= \frac{k_a + \sqrt{1{,}2436 + 2(1-k_a^2) - 2k_a\sqrt{3(1-k_a^2)}} - \sqrt{3(1-k_a^2)}}{0{,}1218} =$$

$$= 8{,}21 \cdot \left(\sqrt{0{,}2436 + \frac{1}{k_{cr}^2}} - \frac{1}{k_{cr}}\right) \tag{15}$$

Reprezentînd grafic relațiile (10) și (15), rezultă variația coeficienților k_{cr} și k_{sens} în raport cu k_a, conform diagramelor prezentate în figura 3.

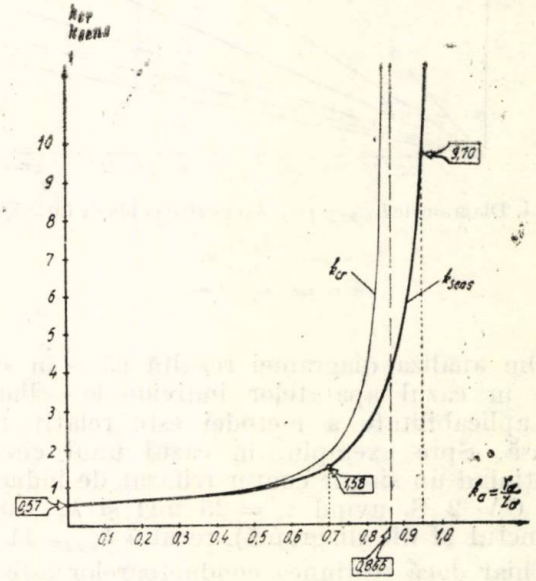


Fig. 3. Graficul funcțiilor $k_{cr} = f(k_a)$ și $k_{sens} = f(k_a)$

$k_{sens} = \frac{r_{c\,max}}{z_a}$ pentru $\delta u_{min} = 3\%$

Se observă că valoarea lui k_{sens} variază funcție de k_a între limite largi, și anume :

$$\lim_{k_a \to 0} k_{sens} = \frac{\sqrt{3 + 4A} - \sqrt{3}}{2A} = 0{,}57 \quad (16)$$

$$\lim_{k_a \to 1} k_{sens} = \frac{1 + \sqrt{1 + 4A}}{2A} = 17{,}37 \quad (17)$$

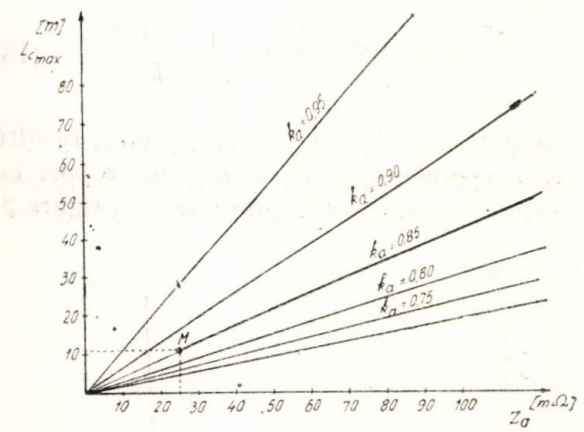
Pentru majoritatea aparatelor electrice de măsurat, avînd bobinajul din conductor de AL, valoarea lui k_a se încadrează în domeniul (0,70—0,95), pentru care limita de variație a coeficientului k_{sens} este (1,58—9,70).

Pornind de la formula (15), s-a determinat pentru acest domeniu corelația directă între l_{max} și z_a, pe baza relației :

$$l_{max} = \frac{r_{c_{max}}}{r_{c_u}} = \frac{k_{sens}}{r_{c_u}} \cdot z_a, \quad (18)$$

considerînd conductor de legătură din cupru cu secțiunea de 2,5 mm², avînd rezistența specifică $r_{c_u} = 8{,}4$ mΩ/m.

Diagramele rezultate, avînd ca parametru pe k_a, sînt prezentate în figura 4.



Figl 4. Diagramele $l_{cmax} = f(z_a, k_a)$ pentru cablu de Cu 2,5 mm²

$$l_{c\,max} = \frac{k_{sens}}{r_{cu}} \cdot z_a$$

pentru $r_{cu} = 8{,}4$ mΩ/m

Din analiza diagramei rezultă că — în special în cazul aparatelor individuale — limita de aplicabilitate a metodei este relativ restrînsă. Spre exemplu, în cazul unui circuit conținînd un singur contor trifazat de inducție tip CA-32 S, avînd $z_a = 25$ mΩ și $k_a = 0{,}85$ (punctul M din diagramă), rezultă $l_{cmax} = 11$ m.

Chiar dacă secțiunea conductoarelor este de 4 mm² ($r_{c_u} = 5{,}1$ mΩ), lungimea maximă a circuitelor de curent nu trebuie să depășească 17,5 m.

Acest lucru înseamnă practic că domeniul de aplicare se limitează la acele cazuri în care aparatele sînt montate în apropierea transformatoarelor de curent (circuite de curent din posturi de transformare și celule de medie tensiune din stații cu măsură și protecție descentralizată).

3.3. *Extinderea limitei de aplicabilitate*

Pentru a se putea aplica criteriul potențialului minim și la circuite de curent avînd lungimi mari, se recurge la măsuri artificiale de diferențiere a căderilor de tensiune supuse comparării.

Sensibilizarea se realizează prin introducerea în circuit a cîte unei rezistențe adiționale (r) la bornele (clemele) libere (nelegate la puntea de legătură), conform schemei din tabelul 5.

Prin intercalarea rezistenței r, relația (18) capătă forma :

$$l'_{c_{max}} = \frac{k'_{sens}}{r_{c_u}} \cdot z'_a, \quad (19)$$

în care

$$z'_a = \sqrt{(r_a + r)^2 + x_a^2}, \quad (20)$$

iar

k'_{sens} rezultă din diagramă (fig. 3), la abscisă

$$k'_a = \frac{r_a + r}{z'_a}. \quad (21)$$

Dacă se alege valoarea rezistenței adiționale astfel încît să fie îndeplinită condiția

$$r \gg z_a, \quad (22)$$

avem

$$z'_a \cong r \quad \text{și} \quad k'_a \cong 1. \quad (23)$$

Astfel, relația (19) devine

$$l'_{c_{max}} \cong \frac{17{,}37}{r_{c_u}} \cdot r = 2060 \cdot r \quad (24)$$

Alegînd, de exemplu, pentru rezistența adițională valoarea

$$r = 10 \cdot z_a = 250 \text{ mΩ} \gg 25 \text{ mΩ},$$

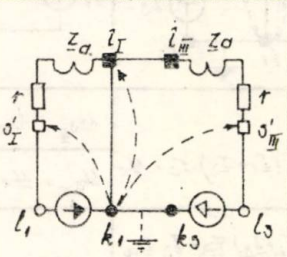
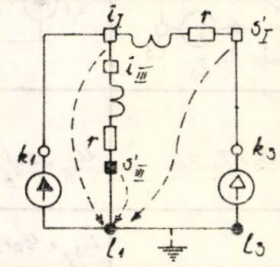
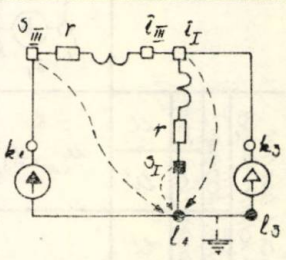
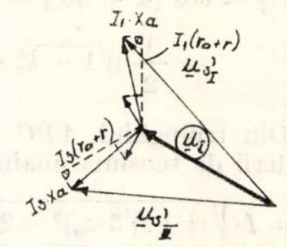
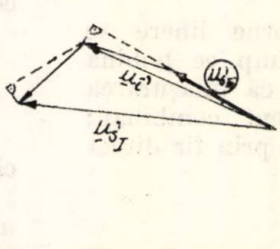
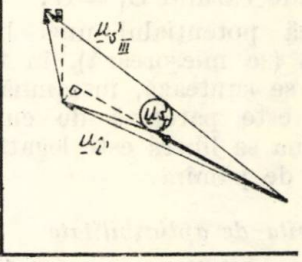
rezultă din relația (24)

$$l'_{c_{max}} = 2060 \cdot 0{,}25 = 515 \text{ m}, \quad (25)$$

ceea ce constituie o limită acoperitoare pentru orice situație practică posibilă.

În general vorbind, este suficient a se dimensiona rezistența adițională la limita supe-

Extinderea limitei de aplicabilitate prin rezistenţe adiţionale *Tabelul 5*

Unghiul de defazaj	$\varphi_1 = \varphi$	$\varphi_2 = \varphi - 60°$	$\varphi_3 = \varphi + 60°$
Curenţii de acţionare	$\underline{I}_I = \underline{I}_1$ $\underline{I}_{III} = \underline{I}_3$	$\underline{I}_I = -\underline{I}_3$ $\underline{I}_{III} = \underline{I}_1 + \underline{I}_3$	$\underline{I}_I = \underline{I}_1 + \underline{I}_3$ $\underline{I}_{III} = -\underline{I}_1$
Schemele desfăşurate			
Potenţialele bornelor	$\boxed{\underline{u}_{\hat{i}} = (\underline{I}_1 + \underline{I}_3)\cdot r_c = \underline{u}_0}$ $\underline{u}_{s'_I} = \underline{u}_0 + \underline{I}_1(\underline{Z}_a + r)$ $\underline{u}_{s'_{III}} = \underline{u}_0 + \underline{I}_3(\underline{Z}_a + r)$	$\boxed{\underline{u}_{s'_{III}} = (\underline{I}_1 + \underline{I}_3)\cdot r_c = \underline{u}_0}$ $\underline{u}_{\hat{i}'} = \underline{u}_0 + (\underline{I}_1 + \underline{I}_3)(\underline{Z}_a + r)$ $\underline{u}_{s'_I} = \underline{u}_{\hat{i}'} + \underline{I}_3(\underline{Z}_a + r)$	$\boxed{\underline{u}_{s'_I} = (\underline{I}_1 + \underline{I}_3)\cdot r_c = \underline{u}_0}$ $\underline{u}_{\hat{i}'} = \underline{u}_0 + (\underline{I}_1 + \underline{I}_3)(\underline{Z}_a + r)$ $\underline{u}_{s'_{III}} = \underline{u}_{\hat{i}'} + \underline{I}_1(\underline{Z}_a + r)$
Diagrama vectorială a căderilor de tensiune			

rioară ce se încadrează în sarcina maximă admisă pentru secundarul transformatorului de curent. Adoptarea de valori mai mari are ca urmare depăşirea erorii transformatorului, efect ce poate fi considerat însă nesemnificativ, avînd în vedere durata scurtă a operaţiilor de măsurare.

Dezavantajul procedeului îl constituie faptul că necesită rezistenţe adiţionale şi implică operaţii suplimentare de şuntare a transformatoarelor de curent pentru înserierea rezistenţelor în circuit.

4. Metoda potenţialului variabil

4.1. *Principiul de selecţie*

Procedeul care elimină dezavantajul arătat mai înainte se bazează pe analiza variaţiei potenţialului bornei la o bobină de curent pe timpul şuntării celeilalte bobine. Principiul de selectare este exemplificat prin schemele şi diagramele prezentate în tabelul 6.

Din analiza diagramelor vectoriale rezultă următoarele :

— la schema corespunzătoare cazului $Ø_1 = Ø$, şuntarea unei bobine nu are influenţă asupra potenţialului bornei libere de la cealaltă bobină ;

— la schema corespunzătoae cazului $Ø_2 = Ø - 60°$, prin şuntarea bobinei I potenţialul bornei libere de la bobina III ($u_{s_{III}}$) nu se modifică ; în schimb, odată cu şuntarea bobinei III, potenţialul bornei libere de la bobina I scade la o valoare $u'_{s_I} < u_{s_I}$ sesizabilă de către verificator,

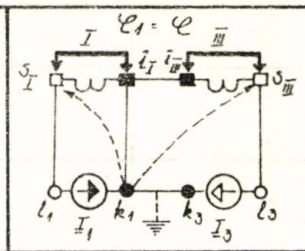
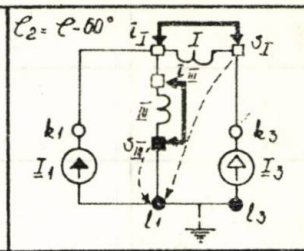
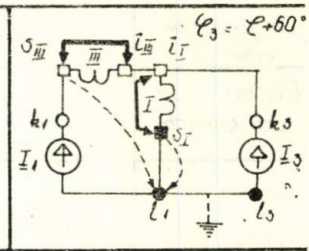
— la schema corespunzătoare cazului $Ø_3 = Ø + 60°$, prin şuntarea bobinei III potenţialul u_{s_I} îşi menţine nemodificată valoarea iniţială, iar şuntarea bobinei I are ca efect reducerea potenţialului bornei libere de la bobina III la valoarea $u'_{s_{III}} < u_{s_{III}}$.

Se observă că bobina a cărei şuntare provoacă scăderea potenţialului bornei libere de la cealaltă înfăşurare este parcursă de suma curenţilor de fază ($\underline{I}_1 + \underline{I}_3$) şi are borna liberă legată prin fir direct la puntea transformatoarelor.

Prin generalizarea acestor proprietăţi se pot formula următoarele criterii de selectare a schemei reale :

— dacă potenţialul nu se modifică la nici una din bornele libere (nelegate prin punte), în timp ce bobina cealaltă se şuntează, înseamnă că înfăşurările sînt parcurse de curenţi de

Variaţia potenţialului bornei libere a unei bobine la şuntarea celeilalte *Tabelul 6*

Schemele desfăşurate						
Potenţialul bornei libere la şuntarea	bobinei I.	înainte	u	$\underline{u}_{s_{III}} = \underline{u}'_{s_{III}} = \underline{u}_0 + \underline{I}_3 \cdot \underline{Z}_a$	$\underline{u}_{s_{III}} = \underline{u}'_{s_{III}} = (\underline{I}_1 + \underline{I}_3) \cdot r_c = \underline{u}_0$	$\underline{u}_{s_{III}} = \underline{u}_0 + (\underline{I}_1 + \underline{I}_3) \cdot \underline{Z}_a + \underline{I}_1 \cdot \underline{Z}_a$
		după	u'			$\underline{u}'_{s_{III}} = \underline{u}_0 + \underline{I}_1 \cdot \underline{Z}_a$
	bobinei III.	înainte	u	$\underline{u}_{s_I} = \underline{u}'_{s_I} = \underline{u}_0 + \underline{I}_1 \cdot \underline{Z}_a$	$\underline{u}_{s_I} = \underline{u}_0 + (\underline{I}_1 + \underline{I}_3) \cdot \underline{Z}_a + \underline{I}_3 \cdot \underline{Z}_a$	$\underline{u}_{s_I} = \underline{u}'_{s_I} = (\underline{I}_1 + \underline{I}_3) \cdot r_c = \underline{u}_0$
		după	u'		$\underline{u}'_{s_I} = \underline{u}_0 + \underline{I}_3 \cdot \underline{Z}_a$	
Diagrama vectorială a căderilor de tensiune				Fig. 2	Fig. 5	Fig. 6

fază individuali (necombinaţi); deci schema corespunde cazului $\varnothing_1 = \varnothing$;

— dacă potenţialul unei borne libere se modifică (se micşorează), în timp ce bobina cealaltă se şuntează, înseamnă că înfăşurarea şuntată este parcursă de curent combinat; deci borna sa liberă este legată prin fir direct la priza de pămînt.

4.2. *Limita de aplicabilitate*

Pentru stabilirea domeniului de valabilitate se supun analizei diagramele căderilor de tensiune din tabelul 6. Pentru cazul $\varnothing_2 = \varnothing - 60°$, diagrama vectorială este explicitată geometric în figura 5.

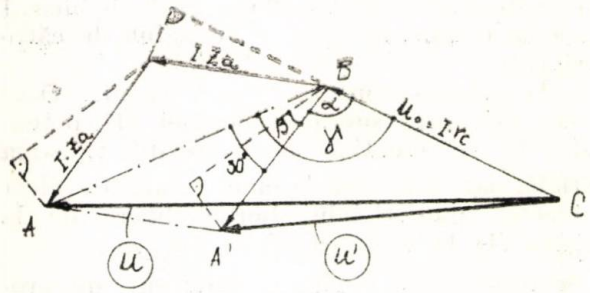


Fig. 5. Determinarea corelaţiei între u şi u' pentru cazul $\varphi_2 = \varphi - 60°$.
$\alpha = 120° - \beta$; $\gamma = 30° + \alpha = 150° - \beta$.

Se calculează, ca rezultat intermediar:

$$\cos\alpha = \cos(120° - \beta) = \frac{1}{2} \cdot [\sqrt{3(1 - k_a^2)} - k_a] \quad (26)$$

şi

$$\cos\gamma = \cos(\alpha + 30°) = \cos(150° - \beta) = \frac{1}{2}(\sqrt{1 - k_a^2} - \sqrt{3} \cdot k_a) \quad (27)$$

Din triunghiul ABC se determină valoarea căderii de tensiune înainte de şuntare

$$u = I \cdot \sqrt{r_c^2 + (\sqrt{3} \cdot z_a)^2 - 2\sqrt{3} \cdot z_a \cdot r_c \cdot \cos\gamma} = I \cdot \sqrt{r_c^2 + 3 \cdot z_a^2 - [\sqrt{3(1 - k_a^2)} - 3 \cdot k_a] \cdot z_a \cdot r} \quad (28)$$

Din triunghiul $A'BC$ rezultă căderea de tensiune după şuntare

$$u' = I \cdot \sqrt{r_c^2 + z_a^2 - 2r_c \cdot z_a \cdot \cos\alpha} = I \cdot \sqrt{r_c^2 + z_a^2 - [\sqrt{3(1 - k_a^2)} - k_a] \cdot z_a \cdot r_c} \quad (29)$$

Făcînd raportul

$$\left(\frac{u}{u'}\right)^2 = A + 1, \quad (30)$$

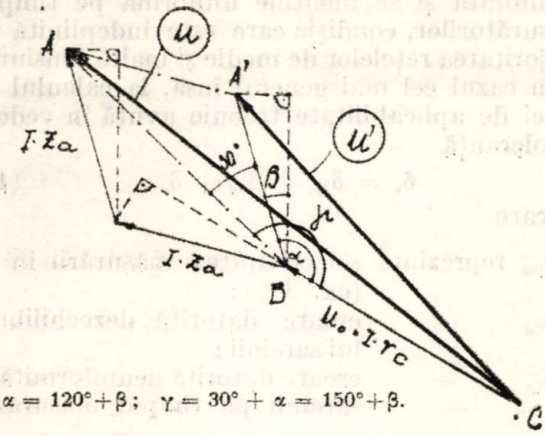
se obţine ecuaţia

$$A \cdot k_{sens_1}^2 - \{2k_a + A \cdot [\sqrt{3(1 - k_a^2)} - k_a]\} k_{sens_1} + A - 2 = 0 \quad (31)$$

avînd rădăcina pozitivă

$$k_{sens_1} = \frac{2k_a + A \cdot [\sqrt{3(1 - k_a^2)} - k_a] + \sqrt{\{2k_a + A[\sqrt{3(1 - k_a^2)} - k_a]\}^2 + 4A(2 - A)}}{2A} \quad (32)$$

În mod similar, pentru cazul $\varnothing_3 = \varnothing + 60°$, se analizează diagrama căderilor de tensiune prezentată în figura 6.



$\alpha = 120° + \beta$; $\gamma = 30° + \alpha = 150° + \beta$.

Fig. 6. Determinarea corelației între u și u' pentru cazul $\varphi_3 = \varphi + 60°$.

Se calculează

$$\cos\alpha = \cos(120° + \beta) = -\frac{1}{2}\cdot[k_a + \sqrt{3(1-k_a^2)}] \tag{33}$$

și

$$\cos\gamma = \cos(\alpha + 30°) = \cos(150° + \beta) = -\frac{1}{2}(\sqrt{3}\cdot k_a + \sqrt{1-k_a^2}) \tag{34}$$

Din triunghiul ABC avem:

$$u = I\cdot\sqrt{r_c^2 + (\sqrt{3}\cdot z_a)^2 - 2\cdot\sqrt{3}\cdot z_a\cdot r_c\cdot\cos\gamma} = I\cdot\sqrt{r_c^2 + 3z_a^2 + [3\cdot k_a + \sqrt{3(1-k_a^2)}]\cdot z_a\cdot r_c}, \tag{35}$$

iar din triunghiul $A'BC$ rezultă

$$u' = I\cdot\sqrt{r_c^2 + z_a^2 - 2r_c\cdot z_a\cdot\cos\alpha} = I\cdot\sqrt{r_c^2 + z_a^2 + [k_a + \sqrt{3(1-k_a^2)}]\cdot z_a\cdot r_c} \tag{36}$$

Folosind relațiile (35) și (36), se deduce ecuația

$$A\cdot k_{sens_2}^2 - \{2k_a - A\cdot\sqrt{3(1-k_a^2)} + k_a\}\cdot k_{sens_2}^2 + A - 2 = 0, \tag{37}$$

având rădăcina pozitivă

$$k_{sens_2} = \frac{2k_a - A\cdot[\sqrt{3(1-k_a^2)} - k_a] + \sqrt{\{2k_a - A\cdot[\sqrt{3(1-k_a^2)} - k_a]\}^2 + 4A(2-A)}}{2A} \tag{38}$$

Pentru cazul $\delta u_{min} = 3\%$ ($A = 0{,}0609$) avem următoarele limite:

$$k_{sens_1} = \frac{2k_a + 0{,}0609[\sqrt{3(1-k_a^2)} - k_a] + \sqrt{\{2k_a + 0{,}0609[\sqrt{3(1-k_a^2)} - k_a]\}^2 + 0{,}472}}{0{,}1218} \tag{39}$$

$$k_{sens_2} = \frac{2k_a - 0{,}0609[\sqrt{3(1-k_a^2)} + k_a] + \sqrt{\{2k_a - 0{,}0609[\sqrt{3(1-k_a^2)} + k_a]\}^2 + 0{,}472}}{0{,}1218} \tag{40}$$

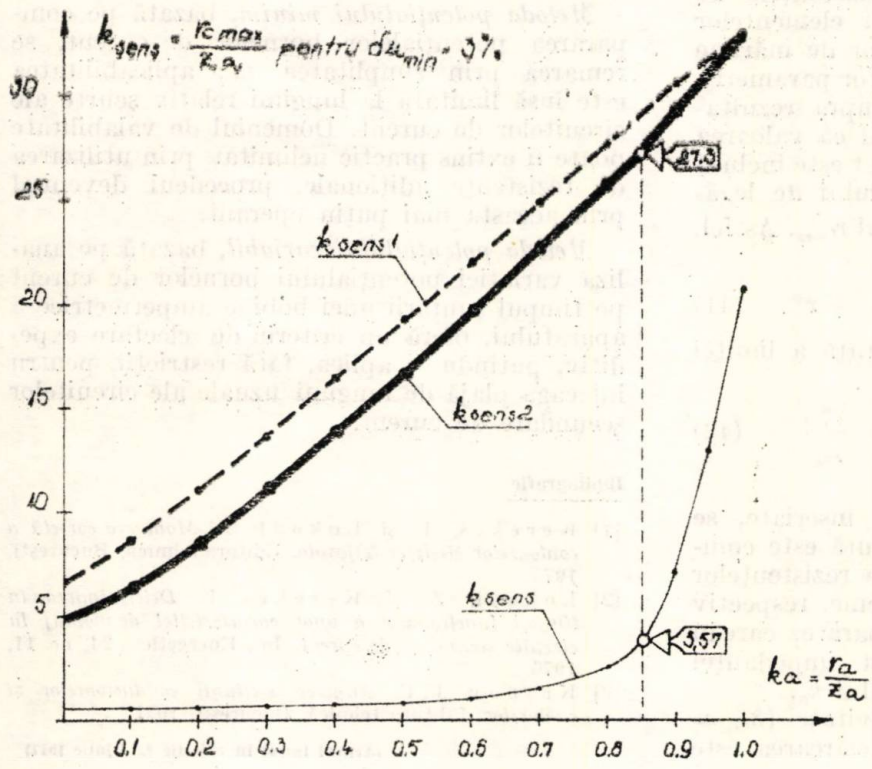


Fig. 7. Graficul funcțiilor $k_{sens\,1} = f(k_a)$ și $k_{sens\,2} = f(k_a)$.

Reprezentarea grafică a funcțiilor $k_{sens_1} = f(k_a)$ și $k_{sens_2} = f(k_a)$ este redată în figura 7.

Se constată că $k_{sens_2} < k_{sens_1}$; în consecință limita de aplicabilitate este exprimată acoperitor de curba $k_{sens_2} = f(k_a)$.

Pentru exemplul considerat ($z_a = 25$ mΩ și $k_a = 0{,}85$) se obține

$$l_{c\,max} = \frac{k_{sens_2}}{r_{c_u}}\cdot z_a = \frac{27{,}3}{8{,}4}\cdot 25 = 81{,}3 \text{ m}. \tag{41}$$

În realitate, la asemenea lungimi se utilizează cabluri de secțiuni mai mari, pentru care limita de aplicabilitate se extinde corespunzător cu micșo-

rarea rezistenței specifice. Astfel, rezultă următoarele lungimi maxime admise:

S (mm²)	$l_{c_{max}}$ (m)
4	133,9
6	200,7
10	333,1

5. Considerații privind ipotezele de calcul

La efectuarea calculelor au fost admise unele ipoteze simplificatoare, motiv pentru care rezultatele comportă un anumit grad de aproximație.

Astfel, s-a făcut abstracție de reactanța cablului de circuite secundare, aceasta avînd valoare neglijabilă în comparație cu rezistența electrică. Situația comparativă a acestor parametri pentru secțiunile uzuale de cabluri din Cu [3] este redată în tabelul 7.

Tabelul 7

Rezistențele și reactanțele inductive specifice ale cablurilor de circuite secundare

S (mm)²	r_{cu} (mΩ/m)	x_{cu} (mΩ/m)	$\frac{x_{cu}}{r_{cu}}$
2,5	8,4	0,698	0,0831
4	5,1	0,095	0,0186
6	3,4	0,090	0,0264
10	2,05	0,073	0,0356

De asemenea s-au neglijat rezistențele de contact în raport cu parametrii elementelor de circuit (r_c, z_a), deși ordinul lor de mărime este comparabil cu valoarea acestor parametri. Influența acestei simplificări asupra rezultatelor se poate evalua presupunînd că valoarea globală r^* a rezistențelor de contact este inclusă — împreună cu cea a conductorului de legătură $r^*_{c_{max}}$ — în rezistența de calcul $r_{c_{max}}$. Astfel, din relația

$$r_{c_{max}} = r^*_{c_{max}} + r^* = r_{c_u} \cdot l^*_{c_{max}} + r^* \qquad (41)$$

se poate exprima valoarea corectată a limitei de aplicabilitate

$$l^*_{c_{max}} = \frac{r_{c_{max}} - r^*}{r_{c_u}} = l_{c_{max}} - \frac{r^*}{r_{c_u}}. \qquad (42)$$

În cazul mai multor aparate înseriate, se poate considera că această influență este compensată acoperitor prin neglijarea rezistențelor de contact în aval de șirul de cleme, respectiv a rezistenței legăturilor între aparate, care în realitate au ca efect creșterea impedanței totale z_a, precum și a coeficientului k_a.

Evaluarea gradului de selectivitate ($\delta_{u_m} = 3\%$) s-a bazat pe ipoteza că încărcarea este echilibrată și se menține uniformă pe timpul măsurătorilor, condiție care este îndeplinită la majoritatea rețelelor de medie și înaltă tensiune.

În cazul cel mai general însă, la calculul limitei de aplicabilitate trebuie avută în vedere o toleranță

$$\delta_u = \delta_{u_m} + \delta_{u_d} + \delta_{u_n}, \qquad (43)$$

în care

δ_{u_m} reprezintă selectivitatea măsurării în % (ex. 3%);
δ_{u_d} — eroare datorită dezechilibrului sarcinii;
δ_{u_n} — eroare datorită neuniformității sarcinii pe timpul măsurării.

La aplicarea metodei potențialului variabil se poate admite $\delta_{u_n} = 0$, chiar dacă sarcina nu este constantă, avînd în vedere caracterul dinamic al procedeului de măsurare.

Concluzii

Diagrama vectorială a tensiunilor și curenților nu dezvăluie în mod univoc caracteristicile de montaj ale circuitelor secundare de curent. Ca urmare a acestui fapt, în anumite situații particulare (cînd nu se cunoaște cu suficientă precizie unghiul de defazaj Ø) interpretarea diagramei nu permite identificarea certă a schemei de conexiuni, rezultînd trei alternative posibile.

Selectarea schemei reale din variantele posibile se poate rezolva în timpul funcționării instalației, efectuînd măsurări ale potențialului față de pămînt la bornele de curent ale aparatului.

Metoda potențialului minim, bazată pe compararea potențialelor bornelor de curent, se remarcă prin simplitatea sa; aplicabilitatea este însă limitată la lungimi relativ scurte ale circuitelor de curent. Domeniul de valabilitate poate fi extins practic nelimitat prin utilizarea de rezistențe adiționale, procedeul devenind prin aceasta mai puțin operant.

Metoda potențialului variabil, bazată pe analiza variației potențialului bornelor de curent pe timpul șuntării unei bobine ampermetrice a aparatului, oferă un criteriu de selectare expeditiv, putîndu-se aplica, fără restricții, pentru întreaga plajă de lungimi uzuale ale circuitelor secundare de curent.

Bibliografie

[1] Kerekes, I, și Lokodi, Z. *Montarea corectă a contoarelor electrice trifazate*. Editura tehnică, București, 1975.

[2] Lokodi, Z. și Kerekes, I. *Determinarea în timpul funcționării a unor caracteristici de montaj la circuite secundare de curent*. În: Energetica, 24, nr. 11, 1976.

[3] Krapov, F. F. *Alegerea secțiunii conductoarelor și cablurilor*. Editura tehnică, București, 1971.

(Articol intrat în redacție la 4 iulie 1977)

Asigurarea deconectării circuitelor defecte la refuz de declanşare a întreruptoarelor circuitelor, în staţiile de 6 kV din întreprinderi industriale

Ing. E. Covar *

În instalaţiile tehnologice în care refuzul la declanşare a unor întreruptoare poate provoca pagube materiale mari (distrugere de instalaţii, de utilaje, de motoare electrice, prelungirea opririi procesului tehnologic), este util ca impulsul de declanşare automată a întreruptorului respectiv să fie transmis şi către întreruptorul din amonte în sensul de transport al energiei electrice (de exemplu întreruptorul de alimentare a secţiei de bare respective, cuplă sau alte surse) pentru a întrerupe alimentarea circuitului respectiv. În plus, trebuie blocată şi instalaţia de AAR. De fapt, această operaţie se realizează de la sine în cazul scurtcircuitelor pe plecări, la care sînt sensibile protecţiile de rezervă ale tuturor surselor (alimentare, cuplă etc.), dar ea trebuie generalizată şi pentru acţiunea protecţiei de suprasarcină a motoarelor de 6 kV, a protecţiilor tehnologice etc. şi chiar a comenzilor manuale de declanşare în caz de avarie.

În principiu, comanda de declanşare neexecutată de un întreruptor va trebui să fie executată de întreruptoarele tuturor surselor secţiei de bare respective cu o temporizare cel puţin egală cu treapta de selectivitate Δt. Se poate alege o temporizare $\Delta t = 0{,}4-1$ s. Această posibilitate dublă de declanşare poate fi prevăzută pentru toate comenzile de declanşare automată a întreruptorului unui circuit de 6 kV sau numai pentru unele dintre ele. Ea poate fi prevăzută şi pentru comanda manuală de declanşare (de lîngă motor) în situaţiile periculoase pentru instalaţie sau pentru personalul de exploatare. Aici există un dezavantaj : dacă comanda obişnuită de declanşare (de oprire) este dată în timp ce circuitele de comandă ale întreruptorului respectiv sînt întrerupte, vor fi deconectate toate sursele secţiei de bare respective, deşi declanşarea se putea face cu o oarecare întîrziere, direct, de la celula de 6 kV. De aceea apare necesară o semnalizare a întreruperii circuitelor de comandă (lampă cu lumină pîlpîitoare) la butonul de declanşare, pentru ca acesta să nu fie acţionat decît în caz de pericol iminent, celelalte declanşări urmînd să se facă de la celula de 6 kV (pînă la refacerea integrităţii circuitelor de comandă). De cele mai multe ori, toate regimurile de avarie ale motorului sau utilajului antrenat sînt semnalate automat de protecţii specializate, ceea ce nu mai face necesară posibilitatea de declanşare a întreruptoarelor surselor (de mai sus) pentru butonul de oprire de lîngă motor (sau de la tabloul de control al utilajului).

Schema este dată în figura 1 pentru o secţie de bare într-o staţie electrică cu simplu sistem de bare şi în figura 2 pentru o staţie dublu sistem de bare.

În figura 1, bareta ZBDR (baretă de declanşare de rezervă) primeşte tensiune direct de la contactele protecţiilor (pentru a evita o întrerupere între acestea şi bareta ZBDR). Dacă întreruptorul motorului nu declanşează, releul RTp declanşează întreruptoarele tuturor surselor. Prin montarea diodei D1 funcţionarea secţionării de curent nu mai este controlată. Este vorba doar de exemplificarea procedeului de separare a protecţiilor controlate de cele necontrolate. Dacă protecţia de rezervă a surselor este sensibilă la scurtcircuitele pe plecări lichidate de o anumită protecţie a plecării, nu mai este necesar controlul funcţionării acesteia, dar este mai util şi mai simplu de a realiza acest control (nu mai este necesară dioda D1). În plus, lichidarea scurtcircuitului se realizează cu o temporizare cu Δt mai mare decît cea a potecţiei plecării, în timp ce protecţia de rezervă a surselor poate avea o temporizare superioară (şi are de regulă).

Pentru plecările care nu au protecţii de rezervă temporizate (transformatoare de 6/0,4 kV), este necesar controlul direct al închiderii contactelor releelor protecţiei de rezervă. În caz de refuz de declanşare a întreruptorului, sursele trebuie deconectate cu o temporizare cu Δt superioară celei a protecţiei de rezervă. Aceasta implică utilizarea unei barete separate ZBDR cu releul de timp 1RTp, care are o temporizare mai mare decît a releului RTp. Controlul funcţionării protecţiilor netemporizate se realizează cu bareta ZBDR. Dacă simultan cu protecţia temporizată demarează şi o protecţie rapidă, sursele vor fi deconectate prin bareta ZBDR (temporizare mică), ceea ce este corect deoarece acţiunea protecţiei temporizate nu ar putea declanşa întreruptorul (contactul 2RTp este în paralel cu contactele protecţiilor rapide şi este controlat de ZBDR). Rezultă o accelerare a declanşării întreruptoarelor surselor, ceea ce constituie un alt avantaj al schemei.

Funcţia de rezervare la refuzul de declanşare a întreruptorului unei plecări este conferită întreruptoarelor surselor de către protecţia de rezervă a acestora cu următoarele avantaje şi dezavantaje :

Avantaje

— funcţionarea protecţiilor de rezervă ale surselor este independentă de funcţionarea

* Eugen Covar este inginer proiectant principal III la Institutul de proiectări uzine chimice (IPUC) Bucureşti.

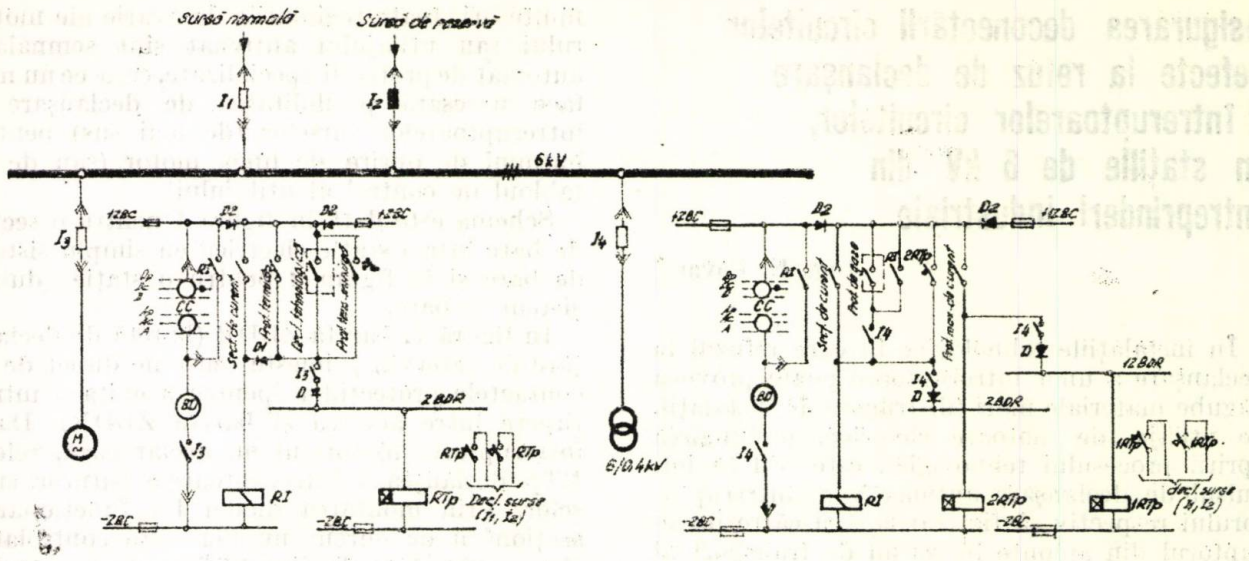


Fig. 1.

RI – releu intermediar; *RTp*, *1RTp*, *2RTp* – relee de timp cu temporizare la acționare; *D*, *D1*, *D2* – diode cu siliciu; *CC* – cheie de comandă; *BD* – bobină cu declanșare a întreruptorului.

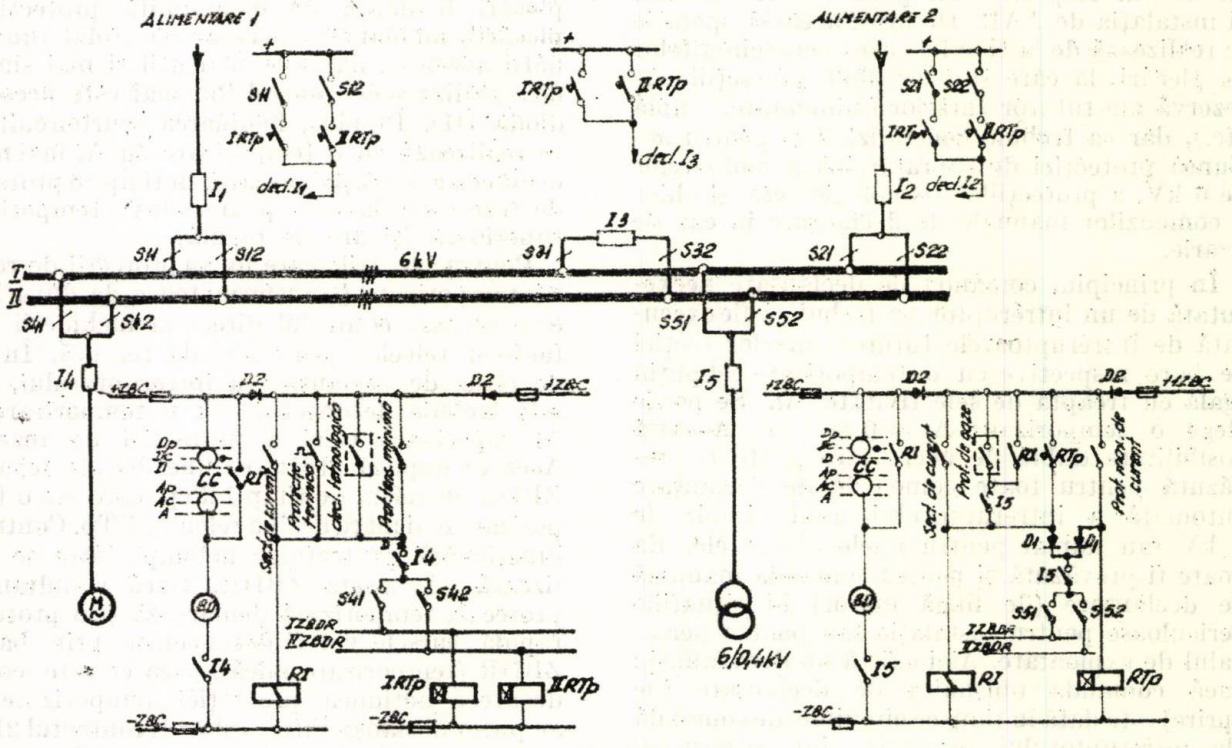


Fig. 2.

RI – releu intermediar; *CC* – cheie de comandă; *BD* – bobină de declanșare a întreruptorului; *D*, *D1*, *D2* – diode cu siliciu; *RTp*, *1RTp*, *IIRTp* – relee de timp cu temporizare la acționare.

releelor de protecție ale plecărilor și de tensiunea (siguranțele) de comandă ale plecărilor.

Dezavantaje

— insensibilitate față de unele defecte ale plecărilor: suprasarcini, acțiunea protecțiilor tehnologice, tensiune minimă pe bare;

— zona de acționare a protecțiilor de rezervă ale surselor nu acoperă în întregime plecările.

Aceeași funcție de rezervare este conferită întreruptoaelor surselor de controlul funcționării protecțiilor plecărilor, cu următoarele avantaje și dezavantaje:

Avantaje

— sensibilitate față de toate defectele care conduc la deconectarea plecărilor (aceasta echivalează cu o prelungire a zonei protejate de protecțiile de rezervă ale surselor).

Dezavantaje

— dependență de funcționarea releelor de protecție ale plecărilor și de tensiunea de comandă a acestora, mai ales că lipsa tensiunii de comandă se numără printre cauzele care duc la refuzul de declanșare a întreruptoarelor. Creșterea independenței față de tensiunea de comandă a plecării se poate obține prin :

— utilizarea unor barete separate de comandă și a unor contacte separate ale releelor de protecție (ceea ce este dificil deoarece releele de protecție au cîte un singur contact normal deschis) ;

— utilizarea unei barete de comandă separate + 1ZBC și a diodelor D2, care realizează : separarea baretelor +ZBC și +1ZBC (un defect pe una nu afectează pe cealaltă), separarea circuitului de comandă (al bobinei BD) de cel de protecție, alimentarea dublă a circuitului de protecție (de la cele două barete). Bareta —ZBC, fiind comună, va fi asigurată cu un fuzibil cu curent nominal superior fuzibilelor de pe +ZBC și +1ZBC cu două trepte în scara curenților nominali. Astfel, se va arde totdeauna numai fuzibilul siguranței de pe +ZBC la scurtcircuit în circuitul de comandă (al bobinei de declanșare BD).

Se poate uztiliza și o schemă simplificată în care contactele releelor protecțiilor de bază și de rezervă pun sub tensiune aceeași baretă ZBDR. De exemplu, în figura 1, baretele ZBDR și 1ZBDR se confundă (ca în fig. 2 — diodele D1). În acest caz, temporizarea declanșării surselor va depăși cu Δt cea mai mare dintre temporizările protecțiilor de rezervă ale plecărilor.

Dacă, prin concepția schemelor de comandă și protecție există siguranța că în cazul în care întreruptorul unei plecări refuză să declanșeze la acțiunea unei protecții de bază, același lucru se va întîmpla și la acțiunea ulterioară a protecției de rezervă a aceleiași plecări atunci cînd sursele pot fi deconectate cu o temporizare cu Δt mai mare decît a protecțiilor de bază. Acesta este cazul circuitului de transformator 6/0,4 kV din figura 1. Avantajul este o accelerare a lichidării defectelor.

Realizarea funcției de rezervare a întreruptoarelor plecărilor în cazul refuzului de declanșare a acestora pe cele două căi : controlul funcționării protecțiilor plecărilor și acțiunea protecțiilor de rezervă ale surselor se completează reciproc. Se recomandă a se utiliza cu prioritate protecțiile de rezervă ale surselor, prelungind, dacă este necesar, zona lor de protecție pentru a acoperi în întregime plecările (spre exemplu, prin utilizarea protecției cu relee termice pe surse, care este reglată la $I_{sarc.\ max.}$, în timp ce protecția maximală temporizată este reglată la (5—6) $I_{sarc.\ max.}$ pentru a nu funcționa la autopornirea motoarelor asincrone după goluri de tensiune).

În general este necesar controlul protecțiilor tehnologice, de suprasarcină și de tensiune minimă ale motoarelor mai importante.

Aceste măsuri de siguranță sînt cu atît mai necesare cu cît stațiile de 6 kV sînt fără supraveghere, cu cît intervenția personalului de exploatare pentru remedierea întreruperii circuitelor de comandă durează mai mult timp, cu cît mecanismul de acționare a întreruptorului se blochează mai des.

(Articol intrat în redacție la 12 ianuarie 1977)

Puncte de vedere

Asupra interdependenței dintre dezvoltarea econonomică și consumul energetic

Ing. Fl. Alexe *

Creșterea rapidă a populației globului, necesitatea ridicării standardului de viață (sau dorința creșterii profitului în economia capitalistă) și cerința reducerii decalajelor existente între diferitele țări fac tot mai necesară creșterea economică în ritmuri înalte — în mod special în țările în curs de dezvoltare [1], [2]. Aceasta atrage după sine o sporire a consumului energetic pe locuitor, ca și a consumului de energie total, în condițiile unor rezerve energetice limitate și din ce în ce mai costisitoare.

Există o strînsă corelație între nivelul de dezvoltare economică și consumul de resurse energetice al acelei economii. Astfel, dacă vom compara ponderea diferitelor regiuni ale globului în totalul produsului mondial brut (PMB) și în totalul consumului energetic (CE), precum și nivelul produsului brut pe locuitor (PNBL) și cel al consumului de energie pe locuitor (CEL) în aceste regiuni, se constată existența unor relații strînse între acești indicatori (v. tabelul 1 [3]).

În mod similar există o interdependență strînsă între ritmul de creștere economică și cel de creștere a consumului energetic (v. tabelul 2 [2]).

* Ing. Florin Alexe este asistent la Institutul politehnic București, Facultatea energetică, Catedra de centrale electrice.

Tabelul 1

Valorile consumului energetic pe locuitor, produsului național brut pe locuitor și consumului specific de energie pentru un dolar de produs național brut, în diverse țări și regiuni

Regiunea	Ponderea regiunii în %		PNBL $/loc	CEL kgcc/loc	CEL / PNBL kg c.c/$
	PMB	CM			
America de Nord	33,3	37,3	3437	9524	2,771
Europa de Vest	26,1	20,4	1685	3256	1,932
Țări socialiste Europa + URSS	19,1	22,9	1269	3778	2,977
Asia (țări nesocialiste)	10,3	7	210	354	1,686
America Latină	4,3	3,6	395	821	2,0785
Asia (țări socialiste)	3,7	5,9	111	441	3,973
Africa	1,9	1,7	139	298	2,144
Oceania	1,3	1,1	1613	3563	2,209
TOTAL MONDIAL	100,0	100,0	674	1668	2,4747

Tabelul 2

Datele medii de creștere economică globală și de creștere a consumului de energie în diferite regiuni ale globului, în perioada 1950—1972. (S-a ales această perioadă deoarece rata de creștere a consumului energetic nu a fost influențată de creșterea prețului petrolului)

Regiunea	Rate medii de creștere (1950—1972), %		PNBL $/loc.	Rata de creștere a CE / Rata de creștere a PNB
	CE	PNB		
America de Nord	3,2	3,8	3437	0,84
Europa de Vest	4,4	4,8	1685	0,92
Țări socialiste Europa + URSS	6,9	5,6	1269	1,23
Asia	9,0	6,8	147	1,32
America Latină	7,6	4,9	395	1,55
Africa	5,4	4,4	139	1,23
Oceania	5,0	4,2	1613	1,19
TOTAL MONDIAL	5,1	4,8	674	1,06

Dacă se transformă datele din tabelele 1 și 2 în reprezentări grafice în care se notează pe abscisă produsul național brut pe locuitor, se obțin figurile 1, 2 și 3[1]

[1] Datele din tabelele 1 și 2, transpuse grafic în figurile 1, 2 și 3, se referă la perioada dinaintea crizei energetice (tabelul 1 se referă la anul 1972, iar tabelul 2 la perioada 1950—1972). Cifrele mai recente sînt incomplete și contradictorii, unele fiind puse sub semnul întrebării în diferite anuare statistice. În plus, criza energetică a introdus mari discontinuități de evoluție a CEL și PNBL și a declanșat recesiunea economică într-o serie de țări capitaliste dezvoltate, astfel încît datele mai recente riscă să fie nesemnificative. O aducere la zi a acestor statistici ar fi utilă după o stabilizare economică și energetică, stabilizare care întîrzie să se producă în țările occidentale cu pondere ridicată în PMB și în CE.

În figurile 1 și 2 se prezintă și punctul ce marchează nivelul indicatorilor respectivi în R.S. România în 1972 (935$ pe locuitor; 2912 kg c.c./loc.; 3,114 kg c.c./$) [1], [4].

În figura 2 s-a trasat funcția liniară, iar în figurile 1 și 3 funcțiile parabolice ce aproximează cel mai bine dependența indicatorilor

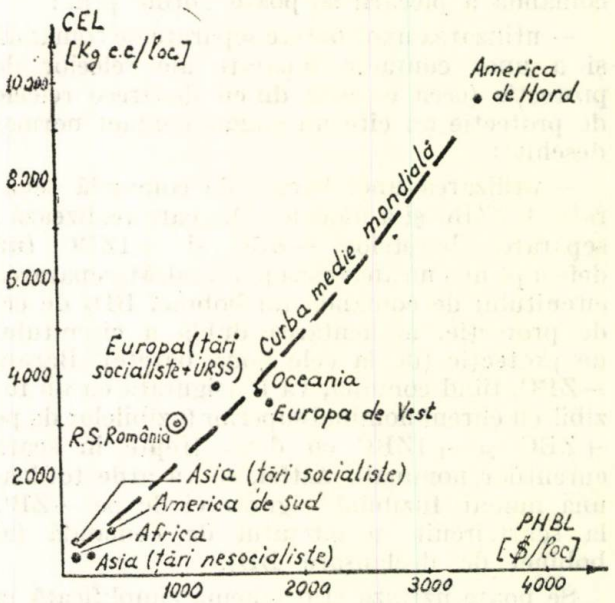


Fig. 1. Variația consumului energetic pe locuitor în funcție de produsul național brut pe locuitor, în diferite regiuni ale globului.

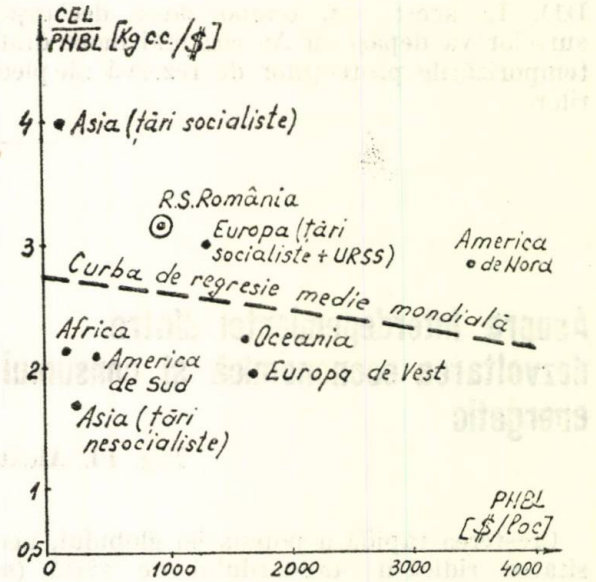


Fig. 2. Variația consumului specific de energie pentru un dolar de produs național brut, funcție de produsul național pe locuitor.

reprezentați pe ordonate, de PNBL — reprezentat pe abscisă. Pentru determinarea acestor funcții s-a utilizat metoda erorii pătratice medii minime, ponderea fiecărui punct fiind egală cu ponderea regiunii respective în PMB.

Au rezultat următoarele expresii matematice :

$$CEL = 253{,}25 + 1{,}632 \cdot PNBL + \frac{PNBL^2}{3264{,}7} \quad (1)$$

$$\left(\frac{CEL}{PNBL}\right) = 2{,}7328 - 0{,}000136 \cdot PNBL \quad (2)$$

$$\frac{\text{Rata CE}}{\text{Rata PNB}} = 1{,}473 - \frac{PNBL}{270} + \frac{PNBL^2}{18650} \quad (3)$$

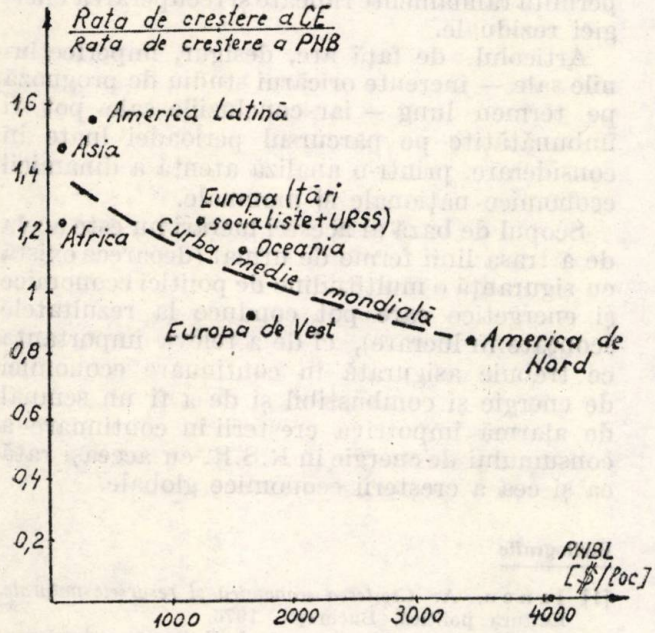


Fig. 3. Raportul între rata de creştere a consumului energetic şi rata de creştere economică globală, în diferite zone ale globului.

Cu ajutorul acestor reprezentări grafice s-a pus în evidenţă gradul şi modul de dependenţă al consumului energetic pe locuitor de nivelul de dezvoltare economică, permiţînd să se tragă cîteva concluzii ajutătoare în scopul unei „relaxări" a acestei dependenţe, pentru obţinerea unui ritm cît mai înalt de creştere globală în condiţiile unei creşteri cît mai lente a consumului de energie.

În figurile 1 şi 2 se remarcă faptul că o serie de ţări şi regiuni — printre care şi R.S.R. — se află cu mult deasupra liniei de regresie. Această situaţie este dezavantajoasă, în special în ţările importatoare de combustibil şi energie. Compararea indicatorilor realizaţi în R.S.R. cu cei existenţi pe plan mondial indică necesitatea sporirii eficienţei consumului energetic prin reducerea consumurilor specifice, perfecţionarea tehnologiilor, gospodărirea raţională a combustibililor şi energiei.

În ceea ce priveşte modul de variaţie a rapoartelor dintre rata de creştere a CE şi rata PNB, precum şi a consumului de energie pe dolarul produs (tabelul 1, fig. 2, tabelul 2 şi fig. 3), se observă că, în timp ce pentru ţările în curs de dezvoltare şi cele mediu dezvoltate raportul este supraunitar (atingînd valori ridicate în special în regiunile cu un ritm înalt de creştere economică), iar consumul de energie pe dolarul produs este superior mediei mondiale, pe măsura trecerii economiilor naţionale spre nivele superioare, raportul ratelor de creştere şi consumul specific de energie pe dolarul produs scad, crescînd eficienţa consumului energetic [2),3)].

În cazul concret al R.S.R. (unde în perioada 1950—1972 ritmul de creştere a consumului energetic a fost de circa 1,2 ori mai ridicat decît ritmul creşterii economice globale, ajungîndu-se la un consum energetic specific de 3,114 kg c.c./$, adică de 1,26 ori mai mare ca media mondială), s-au adoptat măsuri judicioase de utilizare raţională a energiei şi combustibililor. Astfel, în perioada 1972—1975, ritmult de creştere a consumului de energie a scăzut, devenind practic egal cu ritmul de creştere economică. Totuşi această măsură nu este suficientă în perspectivă.

Pentru ca la finele perioadei 1975—1990 (perioadă pentru care se va menţine un ritm înalt de creştere a PNBL — circa 8%) R.S.R. să se situeze într-un punct aflat pe linia de regresie din figura 2, va trebui să se realizeze o valoare a PNBL de circa 3700 $/loc. [4)] şi un consum energetic mediu de circa 9800 kg c.c./loc., adică 2,223 kg c.c./$. În acest scop, ritmul mediu de creştere a consumului energetic pe locuitor trebuie să fie de 5,8%, iar raportul

---

[2)] Una dintre cauzele cele mai importante pentru care ţările în curs de dezvoltare realizează consumuri specifice mari de energie pe unitatea de produs naţional brut, precum şi raporte supraunitare ale ratelor de creştere (rata CE/rata PNB), este lipsa tehnologiilor moderne de vîrf cu consumuri reduse de energie şi încetineala cu care acţionează statele avansate industrial în problema transferului de tehnologie către ţările în curs de dezvoltare.

Trebuie menţionat faptul că o parte importantă din PNB al ţărilor dezvoltate se realizează în sfera serviciilor şi în sectoare economice cu consum redus de energie, cum ar fi: sectorul financiar-bancar, comerţul, turismul, exportul de capital, exportul de inteligenţă şi altele, în timp ce majoritatea ţărilor în curs de dezvoltare îşi direcţionează eforturile de industrializare spre industria grea şi industria chimică, ambele mari consumatoare de energie.

O altă cauză mai importantă în ţările în curs de dezvoltare care au optat pentru o cale de dezvoltare necapitalistă constă în necesitatea creşterii rapide a nivelului de trai al populaţiei.

[3)] Datele privind consumul de energie şi rata de creştere a acestuia se referă la consumul de energie primară. Consumul de energie electrică are, pe plan mondial, o rată de creştere mai ridicată, conducînd la o sporire a ponderii energiei electrice în balanţa energetică globală. Acest proces este mai intens în ţările dezvoltate, unde consumul de energie primară pentru producerea de energie electrică ajunge să reprezinte 25—30% din consumul total.

[4)] Valoarea PNBL de circa 3700 $/loc. în România socialistă a anului 1990 a rezultat admiţînd un ritm anual de creştere a PNBL de 8% şi pe baza prevederilor Programului P.C.R., care estimează că în acel an se va ajunge la un venit naţional pe locuitor de circa 3500—4000 $.

între cele două ritmuri să devină 0,725, adică subunitar și mai scăzut chiar decît valoarea atinsă în America de Nord (v. tabelul 2)[5]. Desigur că o reducere bruscă a ratei de creștere a consumului energetic pe locuitor ar putea avea unele consecințe economice negative asupra ritmului de creștere economică globală și asupra creșterii nivelului de trai al populației. Din această cauză este de dorit ca rata de creștere a consumului energetic să scadă treptat la circa 6,3% în cincinalul 1976—1980, 5,9% în 1981—1985 și 5,5% în 1986—1990. Astfel, în 1990 se va putea realiza în R.S.R. o valoare ridicată a PNBL și o înaltă eficiență în utilizarea combustibililor și energiei.

Realizarea acestor obiective în România socialistă a anului 1990 este posibilă prin continuarea aplicării unor măsuri judicioase de tipul celor prevăzute în recentele documente de partid și de stat[6];

— reducerea consumurilor specifice de energie în industrie prin utilizarea de noi tehnologii;

— extinderea producerii combinate de energie electrică și căldură în centralele electrice de termoficare și livrarea centralizată de căldură;

— recuperarea pierderilor de energie din industrie în general și din industria chimică, cocso-chimică și metalurgică în special;

— direcționarea efortului de creștere economică spre industrii (sau tehnologii) cu consum specific de energie redus și productivitate înaltă (de exemplu industria electronică, elemente de automatizare etc.);

— reducerea (eventual anularea) exportului la acele produse al căror cost conține o cotă mare a energiei consumate și a materiei prime și o cotă redusă a muncii calificate (de exemplu: aluminiul lingouri, laminate brute din oțel etc.);

— concentrarea producției unor repere și subansamble mici și medii ce se produc cu consum mare de energie (de exemplu piese turnate mici și medii) în unități mari, care să permită randamente ridicate și recuperarea energiei reziduale.

Articolul de față are, desigur, imperfecțiunile sale — inerente oricărui studiu de prognoză pe termen lung — iar concluziile sale pot fi îmbunătățite pe parcursul perioadei luate în considerare, printr-o analiză atentă a dinamicii economice naționale și mondiale.

Scopul de bază al acestei lucrări nu este acela de a trasa linii ferme de urmat (deoarece există cu siguranță o multitudine de politici economice și energetice care pot conduce la rezultatele scontate în lucrare), ci de a releva importanța ce trebuie asigurată în continuare economiei de energie și combustibil și de a fi un semnal de alarmă împotriva creșterii în continuare a consumului de energie în R.S.R. cu aceeași rată ca și cea a creșterii economice globale.

[5] Ținînd seama de cele arătate în nota de subsol 3), rata de creștere a consumului de energie electrică pe locuitor în această perioadă trebuie să se mențină cît mai apropiată de rata de creștere a PNBL, astfel încît prin decalajul dintre cele două rate de creștere să se realizeze cerința creșterii ponderii energiei electrice în balanța energetică a țării noastre. O asemenea politică energetică este departe de a conduce la risipă de energie primară, ci va permite — datorită randamentelor mari de transport și utilizare a energiei electrice — importante economii, precum și o mai bună folosire a resurselor interne de combustibil inferior.

[6] Vezi și recentul decret privitor la economia de energie.

Bibliografie

[1] Iancu, A. *Creșterea economică și resursele naturale.* Editura politică, București, 1976.

[2] Mesarovic, M. și Pestel, E. *Omenirea la răspîntie.* Editura politică, București, 1975 (traducere din limba engleză).

[3] Darmstadter, I. ș.a. *U.N. Statistical Yearbook.* New York, 1973.

[4] Fremont, F. *Where would we be without nuclear energy?* În: Energy International, nr. 10, 1975.

(Articol intrat în redacție la 24 martie 1977)

Din trecutul electrificării României

Centrala electrică Filaret-București, un capitol de seamă în istoria energeticii românești

Ing. O. Țuțuianu *

La data de 25 mai 1975 s-a trecut la dezafectarea centralei electrice cu motoare Diesel Filaret din București, unitate de pionierat a energeticii românești, care timp de aproape șapte decenii a asigurat alimentarea cu energie electrică a unei însemnate părți a Capitalei.

Apariția Centralei electrice Filaret este legată de creșterea, la începutul secolului XX, a cerințelor privind iluminatul electric în capitala țării, care din acest punct de vedere rămăsese în urma unor orașe din țară ca: Timișoara, Craiova, Iași, Ploiești, Brăila, Sinaia.

Deși numai parțial bucureștenii s-au servit de energie electrică pentru iluminat încă din 1882—1883 — la scurt timp după punerea în funcțiune a primei centrale electrice din lume —, dezvoltarea ulterioară a fost mult frînată atît de existența concesiunii pentru iluminatul cu gaz acordată pe un interval de 40 de ani (1868—1908) unei companii franceze, cît și de lipsa de interes a unor conducători ai vremii pentru îmbunătățirea condițiilor de trai ale maselor.

* Ovidiu Țuțuianu este inginer principal în cadrul Direcției tehnice din M.E.E; a lucrat timp de 11 ani la Întreprinderea Electrocentrale București.

Prima uzină electrică municipală din București s-a construit în 1888, avînd drept scop iluminatul abatorului comunal.

În preajma anului 1900, primăria avea în București două mici uzine electrice care asigurau iluminatul marilor bulevarde, șoselei Kiseleff și grădinii Cișmigiu. Pe lîngă acestea o serie de imobile publice sau chiar particulare au fost prevăzute cu instalații proprii de iluminat electric.

În 1906, în urma tratativelor purtate de primărie, se acordă o nouă concesiune pentru „gaz și electricitate" pe o perioadă de 40 ani Societății generale de gaz și electricitate (SGGE) din București (cu capital francez), care este obligată să treacă la acțiuni concrete pe linia dezvoltării orgnizate a producției și distribuției publice a energiei electrice.

Ca urmare, în același an se proiectează, iar între 1907—1908 se realizează o centrală electrică și o rețea generală de distribuție a energiei electrice în oraș.

Centrala electrică s-a amplasat în zona de sud a Capitalei, pe terenul fostei Uzine de gaz de la Filaret (lîngă actualul „Parcul Libertății") (fig. 1).

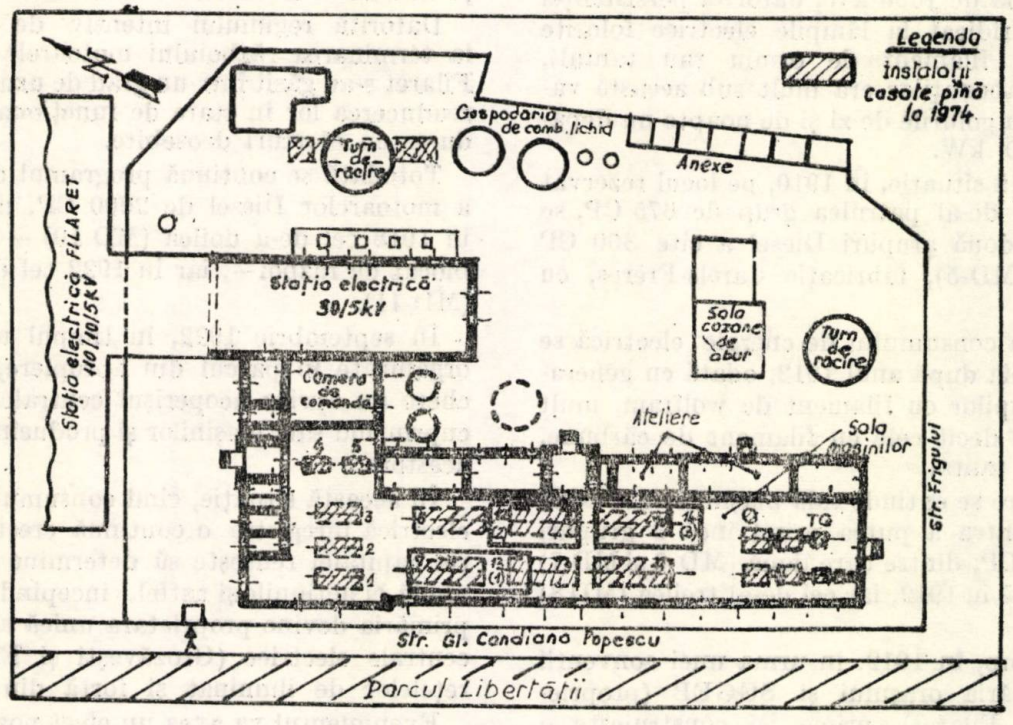


Fig. 1. Centrala electrică Filaret. Planul de situație în 1974.

Pentru început a fost echipată cu 3 grupuri electrogene cu motoare Diesel „Carels Frères" (Belgia) a cîte 675 CP, 160 rot/min, în 4 timpi, cu 4 cilindri, prevăzîndu-se spațiu și pentru o unitate de rezervă.

Terenul de fundație fiind foarte slab, s-a făcut o întărire cu piloți, peste care s-a așezat o placă generală de beton de 2 cm grosime armată cu 4 rînduri de șine de cale ferată; s-au luat aceste măsuri, din cauza lipsei de experiență cu asemenea motoare, care la acea epocă erau primele din lume ca putere".

Tensiunea gneratoarelor și a rețelei de înaltă tensiune s-a stabilit la 5000 V, iar cea a rețelei de joasă tensiune la 208/120 V (curent alternativ trifazat 50 Hz).

De remarcat că atît alegerea motoarelor Diesel ca mașini primare de antrenare a generatoarelor electrice, cît și adoptarea curentului alternativ trifazat — cu paramatrii de mai sus — ca sistem de distribuție au reprezentat soluții economice și destul de îndrăznețe pentru acele timpuri, dovedind o orientare tehnică avansată a specialiștilor români. La vremea respectivă se foloseau frecvent mașini cu abur cu piston, care aveau un consum specific de combustibil ridicat, motoarele Diesel se aflau la începuturile utilizării lor industriale, iar fabricarea turbinelor cu abur era în stadiu incipient, cu performanțe mult inferioare mașinilor cu abur cu piston.

Grupurile de 675 CP, pe lîngă faptul că erau cele mai mari din lume la acea dată, aveau cel mai scăzut consum specific de combustibil (190 g petrol sau motorină/CP oră ≃ 370 g c.c./kWh).

În ceea ce privește alegerea sistemului de distribuție a energiei electrice, deși curentul continuu era intrat deja în tradiție, iar pentru cel alternativ se manifestau rețineri pe plan mondial, s-a recurs la adoptarea ultimului.

Justeţea acestei decizii, inclusiv a parametrilor aleşi pentru tensiunea de distribuţie, au fost confirmate de practică. Curentul electric alternativ a triumfat curînd în întreaga lume, tensiunea de distribuţie de 5 kV a început să fie înlocuită în Bucureşti de-abia după o jumătate de secol, iar reţeaua de joasă tensiune de 120 V asigură încă şi în zilele noastre alimentarea unor consumatori din cartiere mai vechi ale municipiului.

Primul motor Diesel din Filaret (MD-1) a fost pus în funcţiune în decembrie 1907, iar centrala, avînd instalate cele 3 grupuri, a început să debiteze curent electric în reţea în septembrie 1908. Pentru început au fost preluaţi circa 100 de abonaţi ai fostelor uzine electrice de curent continuu de pe Calea Victoriei, după care s-au racordat la reţea o serie de magazine şi instituţii din oraş.

Din staţia electrică a centralei, cu sistem simplu de bare, prin trei cabluri subterane de 5000 V se alimentau trei puncte de alimentare de la care plecau distribuitoare pentru 79 de posturi de transformare 5000 V, la $3 \times 208/120$ V.

Deşi centrala fusese proiectată pentru o sarcină maximă de 1000 kW, datorită persistenţei unui preţ ridicat la lămpile electrice folosite atunci (cu filament de osmiu sau tantal), consumul abonaţilor era mult sub această valoare, iar în golurile de zi şi de noapte nu depăşea 60—70 kW.

În această situaţie, în 1910, pe locul rezervat pentru cel de-al patrulea grup de 675 CP, se instalează două grupuri Diesel a cîte 300 CP (MD-4 şi MD-5), fabricaţie Carels-Frères, cu 3 cilindri.

Creşterea consumului de energie electrică se produce abia după anul 1912, odată cu generalizarea lămpilor cu filament de wolfram, mult mai ieftine decît cele cu filament de cărbune, osmiu sau tantal.

Ca urmare se extinde sala maşinilor din CDE Filaret, pentru a putea primi încă 3 grupuri a cîte 675 CP, dintre care două (MD 6 şi MD 7) se montează în 1912, iar cel de-al treilea (MD 8) în 1913.

Între timp, în 1912, în urma unei convenţii între primăria oraşului şi SGGEB (proprietara CDE Filaret), prima îşi construieşte o centrală electrică proprie, Uzina electrică comunală Grozăveşti, prevăzută pentru început cu două turbogeneratoare a cîte 1000 kW, furnizînd energie electrică la aceiaşi parametri — 5000 V şi 50 Hz — ca şi CDE Filaret.

Prin convenţia respectivă se stabileau şi zonele deservite de cele două surse, primăriei revenindu-i în sarcină alimentarea tramvaielor, a staţiilor de pompare a apei potabile, precum şi iluminatul public al marilor bulevarde şi al unor clădiri comunale specificate într-o „listă enumerativă şi restrictivă".

Cererile de consum de energie electrică crescînd, se recurge la grupuri Diesel de 2000 CP Carels Frères în doi timpi, cele mai mari existente în acel moment, pentru care se execută o nouă mărire a sălii maşinilor. Începutul primului război mondial găseşte CDE Filaret cu un grup de 2000 CP (MD-9) instalat în 1914, iar cu altul similar, comandat în Belgia.

În aceste condiţii deosebite s-a ajuns la o înţelegere între primărie şi SGGEB, pentru realizarea unei legături între CTE Grozăveşti şi reţeaua oraşului, urmînd ca din disponibilul existent în CTE Grozăveşti (3000 kW instalaţi faţă de 800 kW consum maxim) să se poată alimenta şi o parte din reţeaua oraşului.

Pentru a economisi păcura, pe care o foloseau în scopuri militare, ocupanţii germani au schimbat programul de lucru al centralelor electrice din Bucureşti, oprind CTE Grozăveşti şi lăsînd CDE Filaret ca unică sursă de energie electrică a oraşului. (La vremea respectivă instalaţiile din CTE Grozăveşti consumau de 3 ori mai multă păcură decît motoarele Diesel din CDE Filaret).

Datorită regimului intensiv de exploatare, la terminarea războiului motoarele Diesel din Filaret s-au găsit într-un grad de uzură înaintat, readucerea lor în stare de funcţionare realizîndu-se cu eforturi deosebite.

Totodată se continuă programul de instalare a motoarelor Diesel de 2000 CP, montîndu-se în 1918 cel de-a doilea (MD-10) — care fusese blocat de război—, iar în 1922 cel de-al treilea (MD-11).

În septembrie 1922, în timpul unei serbări organizate în parcul din apropiere, cîteva rachete au aprins acoperişul centralei, incendiul cuprinzînd sala maşinilor şi producînd avarierea acestora.

În această situaţie, cînd consumul de energie electrică înregistra o continuă creştere, primăria capitalei reuşeşte să determine SGGE să-i vîndă ei acţiunile şi astfel, începînd din 1924, primăria devine proprietara unică a celor două centrale electrice (Grozăveşti şi Filaret) şi a reţelelor de iluminat şi forţă din Bucureşti.

Evenimentul va avea un efect pozitiv asupra dezvoltării ulterioare a surselor şi a reţelelor electrice ale oraşului.

În 1929 se pune în funcţiune la CDE Filaret un nou grup Diesel, fabricaţie Sulzer, de 5000 CP, în 2 timpi cu 8 cilindri, 150 rot/min, cu injecţie pneumatică (MD-12) — cea mai mare unitate care s-a putut introduce în clădirea existentă, după ce în prealabil s-a demontat MD-8 de 675 CP.

Între 1932 și 1933 se demontează MD-1, 2, 3, 4 și 5, iar pe locul acestora, în vechea sală a mașinilor, se amenajează o stație de conexiuni, o stație de convertizoare pentru alimentarea tramvaielor și o cameră de comandă electrică.

În același an, la suprafața construită se adaugă încă o sală, în care se montează aparatajul electric aferent stației de transformare 30/5 kV, prin intermediul căreia, prin cabluri subterane de 30 kV se realizează legătura între Centrala Filaret și Centrala Grozăvești.

Între 1937 și 1939, Centrala electrică Filaret cunoaște o prefacere fundamentală. Se demontează vechile mașini MD-6, 7, 9, 10, 11, rămînînd numai MD-12 — 5000 CP, montat în 1929 (renumerotat MD-2). La acestea se adaugă în 1939 două motoare Diesel a cîte 9000 CP, MD-13 și MD-14 (renumerotate MD-1 și MD-3), fabricație Sulzer Frères-Winterthur (Elveția), care antrenau generatoare electrice Brown Boveri, a cîte 9000 kVA.

Motoarele Diesel de 9000 CP au reprezentat palierul maxim de putere pentru MD instalate în Centrala Filaret (fig. 2). La momentul respectiv erau cele mai mari unități din țară și printre cele mai mari din lume, iar prin puterea totală instalată, 23 000 CP ($\simeq$ 16 000 kW) (fig. 3), Centrala Filaret ajunsese cea mai mare CDE din Europa.

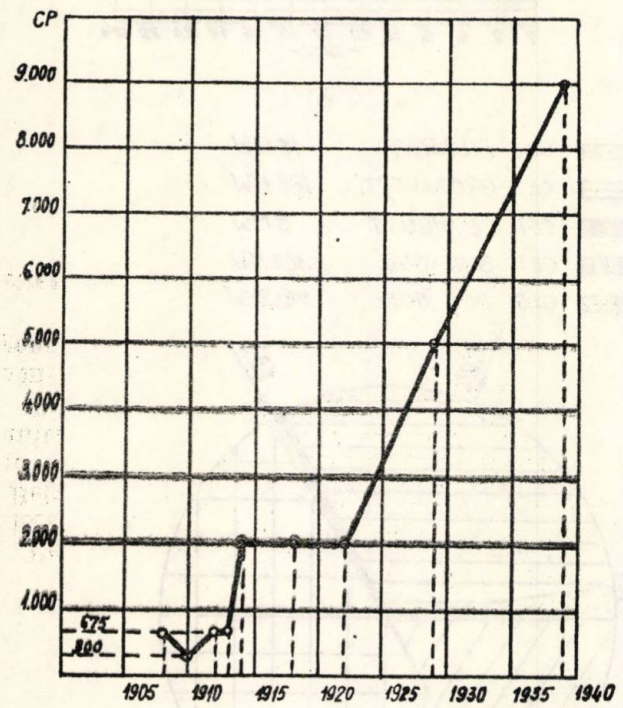


Fig. 2. Diagrama palierelor de putere ale MD instalate în centrala electrică Filaret.

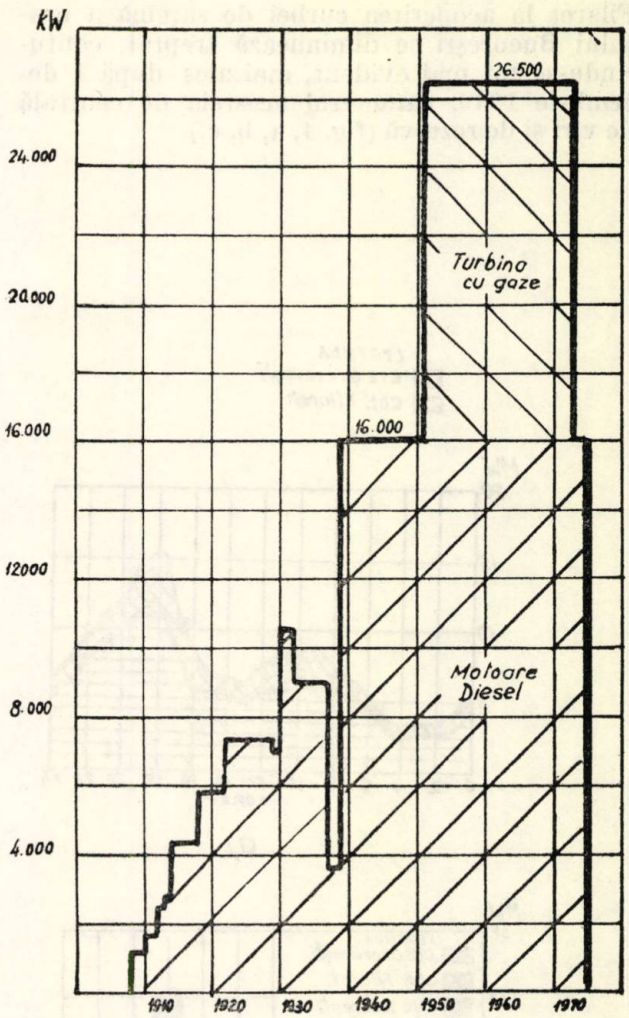


Fig. 3. Diagrama puterii electrice instalate în centrala electrică Filaret.

Principalele caracteristici tehnice și economice ale acestor motoare erau următoarele:

Caracteristici	U.M.	Valoarea
Puterea nominală	**CP**	**9000**
Puterea maximă timp de 1 oră	**CP**	**9900**
Puterea maximă timp de 10 min	**CP**	**10800**
Numărul de cilindri		**10**
Diametrul cilindrilor	**mm**	**720**
Cursa pistonului	mm	980
Turația	rot/min	167
Injecția		mecanică
Combustibilul		păcură
Consumul specific de combustibil la sarcina economică	g c.c./kWh	345
Lungimea totală a motorului	m	22,75
Greutatea totală	t	600

Pe măsura trecerii anilor, ca urmare a dezvoltării CTE Grozăvești și a legăturilor create între aceasta și CTE Florești, CTE Schitu Golești și CHE Dobrești, participarea centralei

Filaret la acoperirea curbei de sarcină a orașului București se diminuează treptat, conturîndu-se tot mai evident, mai ales după 1 decembrie 1939, caracterul acesteia de centrală de vîrf și de rezervă (fig. 4, a, b, c,).

În urma actului de naționalizare, Societatea generală de gaz și electricitate București devine Societatea generală de electricitate din București, iar în august 1948 ia ființă, în cadrul Centralei Industriale a Energiei Elec-

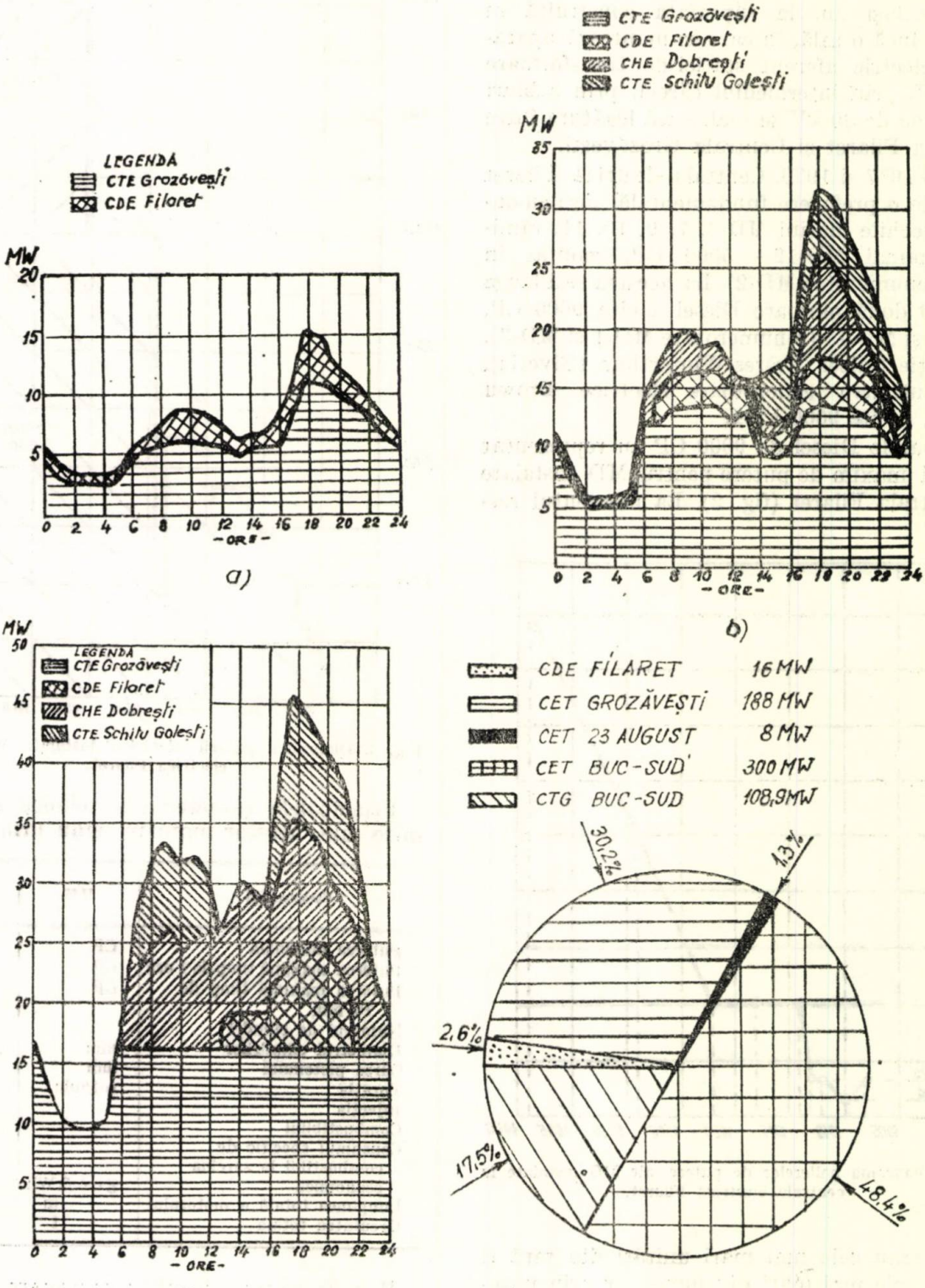


Fig. 4. Contribuția centralei electrice Filaret la alimentarea cu energie electrică a orașului București.

a — curba de sarcină a orașului București — 19 ianuarie 1927; *b* — curba de sarcină a orașului București — 30 noiembrie 1934; *c* — curba de sarcină a orașului București — 11 decembrie 1939; *d* — puterile instalate în centralele electrice ale Întreprinderii Electrocentrale București — 1974.

trice, Întreprinderea regională de electricitate din Bucureşti, din care făcea parte şi CDE Filaret.

Naţionalizarea, eveniment de importanţă covîrşitoare în dezvoltarea economică ulterioară a ţării noastre, a găsit instalaţiile electrice din Bucureşti cu capacităţi de producere, transport şi distribuţie sub nivelul cererilor de consum.

Pentru refacerea economiei naţionale, grav afectată de război, au fost prevăzute în planurile anuale măsuri urgente de extindere a vechilor instalaţii electrice şi de construire a noi instalaţii moderne.

Între 1948 şi 1949, se măreşte staţia electrică 30/5 kV din Filaret cu încă 8 celule de distribuţie la 5 kV şi 2 celule la 30 kV.

Ciclul turbinei cu gaze era realizat în circuit deschis, cu două trepte de compresie şi două trepte de destindere, fără recuperator de căldură (fig. 5). Randamentul ciclului era de 23,9%, la o temperatură a aerului de aspiraţie de + 13,4°C.

Consumul specific mediu realizat în exploatare a fost de 4100 kcal/kWh (585 g c.c./kWh), iar consmul propriu de energie electrică de 7,05%.

Reglajul agregatului se efectua hidraulic, cu ulei, prin acţionare asupra cantităţii de gaz combustibil admis în camerele de ardere.

Pe parcursul exploatării s-au luat o serie de măsuri de creştere a siguranţei de funcţionare

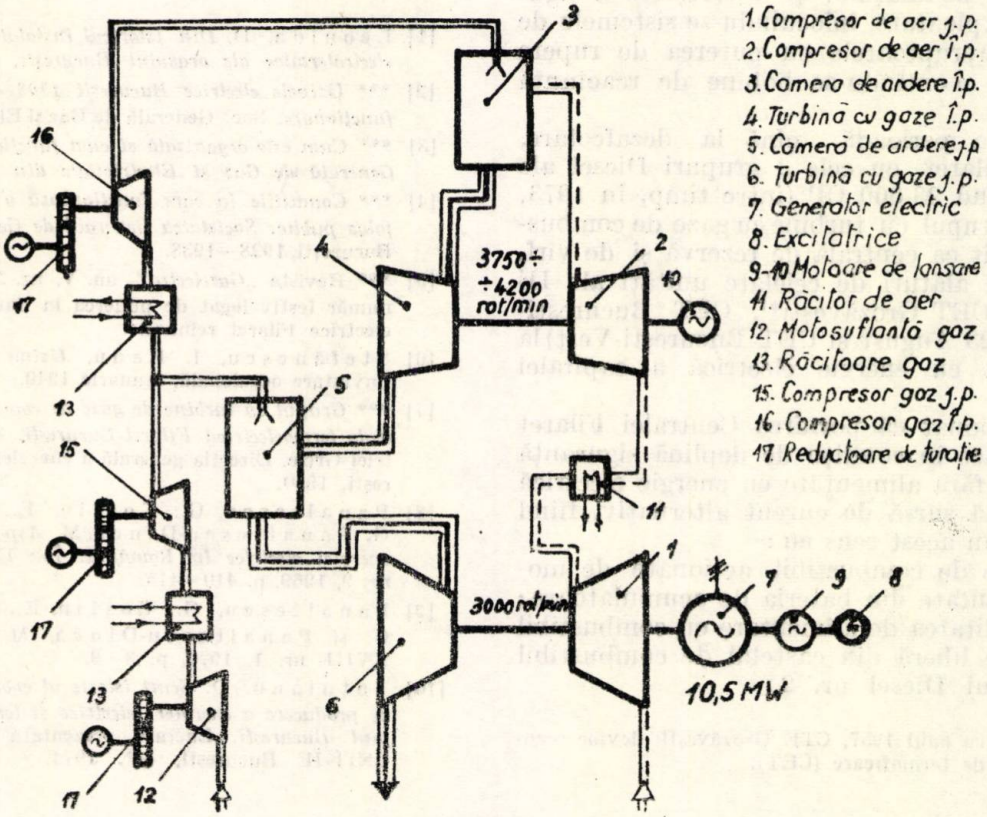


Fig. 5. Schema de principiu a turbinei cu gaze instalate în centrala electrică Filaret (1951—1973).

Totodată, la sarcinile trasate de partid, Centrala Filaret, alături de celelalt surse de energie electrică din ţară, participă cu eforturi deosebite la creşterea duratei de utilizare a instalaţiilor.

Din iniţiativa şi sub conducerea P.C.R. s-a elaborat şi aprobat în 1950 planul general de electrificare pe 10 ani, în care au fost cuprinse importante obiective pentru alimentarea cu energie electrică a capitalei. Printre acestea s-a numărat şi noua instalaţie cu turbină cu gaze, pusă în funcţiune la Filaret în 1951.

Turbina cu gaze de 10,5 MW, fabricaţie Brown Boveri, reprezenta la acea dată una dintre cele mai mari unităţi dintre puţinele instalaţii de acest gen care existau în lume.

atit la pornire, cît şi la mersul în sarcină, constînd în :

— asigurarea presiunii constante a gazului de aprindere cu suprapresiune suficientă faţă de camerele de ardere ;

— concentrarea comenzilor principale de pornire la tabloul de comandă, cu posibilitatea supravegherii directe a parametrilor principali ;

— montarea unor dispozitive de supraveghere directă a flăcării.

În 1953, odată cu înfiinţarea Energo-Trustului nr. 1 Bucureşti, Centrala Filaret trece în cadrul Întreprinderii eletrocentrale Bucureşti, care urma să răspundă de activitatea de producere a energiei electrice în zona Muntenia.

În 1958, prin desființarea Energo-Trustului nr. 1, Întreprinderea electrocentrale București, compusă din CTE Grozăvești și CDE Filaret, devine de sine stătătoare, despărțindu-se de celelalte foste componente ale trustului, Întreprinderea electrodistribuția (IDEB) și Întreprinderea electroreţele București (IREB).

În acest context organizatoric, CDE Filaret avea să-și desfășoare activitatea pînă la casarea ei.

Între 1967—1968 se efectuează o nouă extindere a stației de 30/5 kV din Centrala Filaret, concomitent cu instalarea unei stații de aer comprimat complet automatizată.

De asemenea se iau o serie de măsuri de modernizare a instalațiilor și de creștere a siguranței de exploatare, înlocuindu-se sistemele de bare și întreruptoarele cu puterea de rupere depășită și montîndu-se bobine de reactanță la 5 kV.

În ultima perioadă, pînă la dezafectare, Centrala Filaret, cu cele 3 grupuri Diesel ale sale însumînd 23 000 CP (între timp, în 1973, se casase grupul cu turbine cu gaze de combustie), a servit ca centrală de rezervă și de vîrf, contribuind alături de celelate unități ale IE București (CET Grozăvești*), CET București-Sud, CET 23 August și CET București-Vest) la alimentarea cu energie electrică a capitalei (fig. 4 *d*).

De menționat că pornirea Centralei Filaret se putea face în condiții de deplină siguranță de la zero, fără alimentare cu energie electrică de la o altă sursă de curent alternativ, fiind prevăzută în acest sens cu :

— pompe de combustibil acționate de motoare alimentate din bateria de acumulatoare;

— posibilitatea de alimentare cu combustibil prin cădere liberă din castelul de combustibil al motorului Diesel nr. 2;

— posibiltatea de alimentare cu apă de răcire prin cădere liberă, timp de 10 minute, prin castelul de apă.

Centrala electrică Filaret a reprezentat pentru energetica românească și o adevărată pepinieră de cadre. În cadrul ei s-au format numeroși lucrători, mecanici și electricieni, cu o bună pregătire profesională, dintre care unii au slujit-o pînă la pensionare, iar alții au contribuit, prin experința acumulată, la bunul mers al celorlalte centrale electrice din capitală și din țară.

*) Începînd cu anul 1957, CTE Grozăvești devine centrală elecrică de termoficare (CET).

Bibliografie

[1] Leonida, D. *Din istoricul instalațiilor mecanice și electrotermice ale orașului București.*

[2] *** *Uzinele electrice București 1908—1933, 25 ani de funcționare.* Soc. Generală de Gaz și Electricitate, 1933.

[3] *** *Cum este organizată și cum funcționează Societatea Generală de Gaz și Electricitate din București,* 1938.

[4] *** *Condițiile în care funcționează o întreprindere de folos public. Societatea Generală de Gaz și Electricitate* București, 1928—1938.

[5] *** Revista *„Gazelectra"*, an. V, nr. 2, februarie 1940, număr festiv legat de punerea în funcțiune a Uzinei electrice Filaret reînnoite.

[6] Stefănescu, I. Radu, *Uzina electrică Filaret.* Cuvîntare ocazională, ianuarie 1940.

[7] *** *Grupul cu turbine de gaze de combustiune din Centrala termoelectrică Filaret-București.* Ministerul Industriei Grele. Direcția generală a energiei electrice, București, 1960.

[8] Panaitescu, G., Costin, E., Manolescu, G. Panaitescu-Dincă, M. *Aspecte ale dezvoltării energiei electrice în România.* În : Energetica XVII, nr. 9, 1969, p. 410—415.

[9] Panaitescu, G., Costin, E., Manolescu, G. și Panaitescu-Dincă, M. În : Energetica XVIII, nr. 1, 1970, p. 3—9.

[10] Țuțuianu, O. *Scurt istoric al evoluției instalațiilor de producere a energiei electrice și termice în Municipiul București.* Lucrare prezentată la simpozionul CNIT-IE București, oct. 1974.

Revista „ENERGETICA" — Organ al Ministerului Energiei Electrice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.S. România. Redacția: București. Str. Daamnei 14 — 16 Sectorul 4. Telefon: 15 08 90. Instituțiile pot achita abonamente pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Prețul unui exemplar: 5 lei. Taxele poștale achitate anticipat. conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/125/1975

I. P. I. c. 7638

41 401

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 621.311.2 : 621.039 : 621.165.003.1

Кырду, М.: **Технико-экономические аспекты конструкции паровых турбин больших мощностей, предназначенных для атомных электростанций**

Анализируются результаты сравнения вариантов с 3000 об./мин. паровых турбин больших мощностей, предназначенных для атомных электростанций с технической точки зрения (мощность, к.п.д., вес и размеры, технология исполнения и т.д.) и экономической точки зрения (строимость, капиталовложения в станцию) и делаются выводы, касающиеся преимуществ выборов одного из вариантов в зависимости от установленной мощности и других факторов, влияющих на конструкцию таких турбин.

Energetica 25 (1977), № 10, стр. 355–362

ДК 621.311.2 : 621–039 : 621.165

Поп, М. Г. М., Манеа, Д. и *Урсу, Ек.:* **Влияние пусков ядерной системы по производству пара на долговечность парогенераторов ядерных электростанциях**

Среди всех переходных режимов, охарактеризованных с тепловой точки зрения как ударные, т.е. режимы при которых реакция установки является характерной при таких же исходных условиях, самым важным является квазистационарный режим пуска. В этом смысле становится интересным определение влияния скорости пуска на долговечность парогенераторов на атомных электростанциях.

Energetica 25 (1977), № 10, стр. 363–367

ДК 663.63 : 532.71

Кирика, Ел.: **Актуальное исследование применения метода обработки воды путем обратного осмоса**

Energetica 25 (1977), № 10, стр. 367–375

ДК 621.311 : 621.3.012 : 621.317.3

Локоди, З. и *Керекеш, И.:* **Решение некоторых специальных случаев по восстановлению схемы соединений для вторичных токовых цепей**

Трактуются подробно случаи по восстановлению вторичной схемы соединения в случае токовых цепей путем проверки, произведенной во время действия, вследствие трактовки векториальной диаграммы, без необходимости отключения установки (измерения, произведенные под нагрузкой).

Energetica 25 (1977), № 10, стр. 375–384

ДК 621.316.1

Ковар, Е.: **Обеспечение отключения поврежденных цепей при отказе на отключение выключателей цепей на подстанциях в 6 кв промышленных предприятий**

Energetica 25 (1977), № 10, стр. 385–387

ТОЧКИ ЗРЕНИЯ

ДК 621.3 : 33

Алексе, Фл.: **Относительно взаимозависимости между экономическим развитием и потреблением энергии**

Energetica 25 (1977), № 10, стр. 387–390

ИЗ ПРОШЛОГО ЭЛЕКТРИФИКАЦИИ РУМЫНИИ

ДК 621.311

Цуцуяну, О.: **Электростанция Филарет-Бухарест — значительный раздел в истории румынской энергетики**

Energetica 25 (1977), № 10, стр. 390–396

INHALTSVERZEICHNIS

DK 621.311.2 : 621.039 : 621.165.003.1

Cârdu, M. : **Technisch-ökonomische Aspekte beim Bau von Grossleistungs-Dampfturbinen für Kernkraftwerke**

Es werden die Vergleichsergebnisse zwischen der 3000 U/min- und 1500 U/min-Variante der Grossleistungs-Dampfturbinen für Kernkraftwerke vom technischen (Leistung, Wirkungsgrad, Gewicht, Abmessungen und Fertigungstechnologie usw.) und ökonomischen (Kosten, Kraftwerksinvestition) untersucht und Schlussfolgerungen bezüglich der Auswahl einer bestimmten Varianten in den Bau solcher Turbinen beeinflussen.

Energetica 25 (1977), H. 10, S. 355–362

DK 621.311.2 : 621–039 : 621.165

Pop, M. G. M., Manea, D. und *Ursu, Ec.* : **Einfluss der Anfahrgeschwindigkeit des Kernsystems zur Dampferzeugung auf die Lebensdauer der Dampferzeuger der Kernkraftwerke**

Der wichtigste von allen Übergangszuständen, die vom wärmetechnischen Standpunkt aus also Stossfahrweisen bezeichnet werden, also Fahrweisen, bei welchen die Antwort der Anlage unter gleichen Anfangsbedingungen charakteristisch ist, ist der quasistationäre Anfahrzustand. In diesem Zusammenhang gewinnt die Bestimmung des Einflusses der Anfahrgeschwindigkeit auf die Lebensdauer der Dampferzeuger der Kernkraftwerke an Interesse.

Energetica 25 (1977), H. 10, S. 363–368

DK 663.63 : 532.71

Chirica Elena : **Heutiger Stand des Wasserbenhandlungsverfahrens durch Umkehrosmose**

Energetica 25 (1977), H. 10, S. 367–375

DK 621.311 : 621.3.012 : 621.317.3

Lokodi, Z. und *Kerekes, I.* : **Lösung von Spezialfällem beim Umbau der Schaltbilder von Sekundärstromkreisen**

Es werden die Umbaufälle des Sekundärstromkreis-Schaltbildes mit Hilfe der im Betrieb durchgeführten Prüfunden anhand der Auswertung des Vektorendiagramms ohne Ausschalten der Anlage (Messung unter Belastung) eingehend behandelt.

Energetica 25 (1977), H. 10, S. 375–384

DK 621.316.1

Covar, E. : **Gewährleistung der Abschaltung defekter Stromkreise beim Ausschaltversagen der in den 6-kV-Umspannwerken der Industriebetriebe stehenden Leistungsschalter**

Energetica 25 (1977), H. 10, S. 385–387

STANDPUNKTE

CD 621.3 : 33

Alexe, Fl. : **Zur Frage des Zusammenhangs zwischen der wirtschaftlichen Entwicklung und dem Energieverbrauch**

Energetica 25 (1977), H. 10, S. 387–390

AUS DER GESCHICHTE DER ELEKTRIFIZIERUNG RUMÄNIENS

CD 621.311

Tufuianu, O. : **Das Kraftwerk Filaret-Bukarest — ein bedeutender Kapitel in der Geschichte der rumänischen Energiewirtschaft**

Energetica 25 (1977), H. 10, S. 390–396

SOMMAIRE

CD 621.311.2:621.039:621.165.003.1

Cârdu, M. : **Aspects techniques-économiques de la construction des turbines à vapeur de grande puissance destinées aux centrales nucléaires électriques**

On analyse les résultats de la comparaison des variantes à 3000 rot/min et 1500 rot/min des turbines à vapeur de grande puissance destinées aux centrales nucléaires électriques au point de vue technique (puissance, rendement, poids et dimensions, techniques d'exécution, etc.) et au point de vue économique (coût, investissements en centrale) et on exopse les conclusions sur les avantages du choix de l'une des variantes fonction de la puissance unitaire et d'autres facteurs qui influencent la construction de ces turbines.

Energetica 25 (1977), no. 10, p. 355–362

CD 621.311.2:621—039;621.165

Pop, M.G.M., Manea, D. et *Ursu, Ec.* : **Influence des démarrages du système nucléaire pour la production de la vapeur sur la durée de vie des générateurs à vapeur des centrales nucléaires électriques**

De tous les régimes transitoires, caractérisés au point de vue thermique comme régimes de choc, donc des régimes où la réponse de l'installation est caractéristique pour les mêmes conditions initiales, le plus important este le régime quasi-stationnaire de démarrage. En ce sens, il est intéressant de déterminer l'influence de la vitesse de démarrage sur la durée de vie des générateurs à vapeur des centrales nucléaires électriques.

Energetica 25 (1977), no. 10, p 363–367

CD 633.63:532.71

Chiriea Elena : **L'étape actuelle d'application du procédé de traitement de l'eau par l'osmose inverse**

Energetica 25 (1977), no. 10, p. 367–375

CD 621.311:621.3.012:621.317.3

Lokodi, Z. et *Kerekes, I.* : **La résolution de certains cas spéciaux de réconstitution du schéma de connexions aux circuits secondaires de courant.**

Les auteurs traitent de manière détaillée les cas de réconstitution du schéma secondaire de connexions dans le cas de circuits de courant, par des vérifications effectuées en service, à la suite de l'interprétation du diagramme vectorial, sans pour cela interrompre la marche de l installation (les mesures étant faites en charge).

Energetica 25 (1977), no. 10, p. 375–384

CD 621.316.1

Covar, E. : **Déconnexion des circuits détériorés au refus de déclenchement des disjoncteurs des circuits dans les postes 6 kV des entreprises industrielles**

Energetica 25 (1797), no. 10, p. 385–387

POINTS DE VUE

CD 621.3 : 33

Alexe, Fl. : **Sur l'interdépendance entre le développement économique et la consommation d'énergie**

Energetica 25 (1977), no. 10, p. 387–390

ASPECTS DU PASSÉ DE L'ÉLECTRIFICATION DE LA ROUMANIE

CD 621.311

Ţuţuianu, O. : **La centrale électrique Filaret-Bucarest — un important chapitre dans l'histoire de l'énergétique roumaine**

Energetica 25 (1977), no. 10, p. 390–396

CONTENTS

DC 621.311.2 : 621.039 : 621.165.003.1

Cârdu, M. : **Technical-economic aspects regarding accomplishment of high-power steam turbines for nuclear generation plant purpose**

The results are analysed of the comparison between the 3000, resp. 1500 rot/min variants of high power steam generators for nuclear generation plants, both from a technical (power, rated output, weight and dimensions, carry out technology) and an economical (costs, initial costs in the plant) point of view, and some conclusions are drawn upon the preference for one of these variants — according to the unit power as well as other factors influencing the accomplishment of these turbines.

Energetica 25 (1977), nr. 10, p. 355–362

DC 621.311.2 : 621–039 : 621.165

Pop, M.G.M., Manea, D. and *Ursu, Ec.* : **The influence of start ups of steam generation nuclear system on steam generator life of nuclear generation plants**

Of all transitory regimes thermally characterised as shock regimes—that is states which plant response is characteristic in the same initial conditions, the most important is the quasi-stationary starting regime. Regarding this state, of interest is the evaluation of starting speed influence on steam generator life in nuclear generation plants.

Energetica 25 (1977), nr. 10, p. 363–367

DC 663.63 : 532.71

Chiriea, E. : **Actual level of application of water treatment procedure by reverse osmosis**

Energetica 25 (1977), nr. 10, p. 367–375

DC 621.311 : 621.3.012 : 621.317.3

Lokodi, Z. and *Kerekes, I.* : **Solving of some special cases of reconstituting the connection diagram in secondary electric circuits**

The authors deal in detail with cases of reconstituting the secondary connection diagram in case of electric circuits, by tests performed during operation, on base of vectorial scheme interpretation, without switching off the plant (measurings being performed under load)

Energetica 25 (1977, nr. 10, p. 375–384

DC 621.316.1

Covar, E. : **Ensuring of disconection of faulty circuits at nontripping state of circuit switches within 6 kV stations of industrial enterprises**

Energetica 25 (1977), nr. 10, p. 385–387

POINTS OF VIEW

DC 621.3 : 33

Alexe, Fl. : **On interdependence problems between economical growth and energy consumption**

Energetica 25 (1977), nr. 10, p. 387–390

FROM THE ELECTRIFICATION PAST OF ROMANIA

DC 621.311

Ţuţuianu, O. : **Power station Filaret-Bucharest, a major step in the history of Romanian energetics**

Energetica 25 (1977), nr. 10, p. 390–396

ROMENERGO

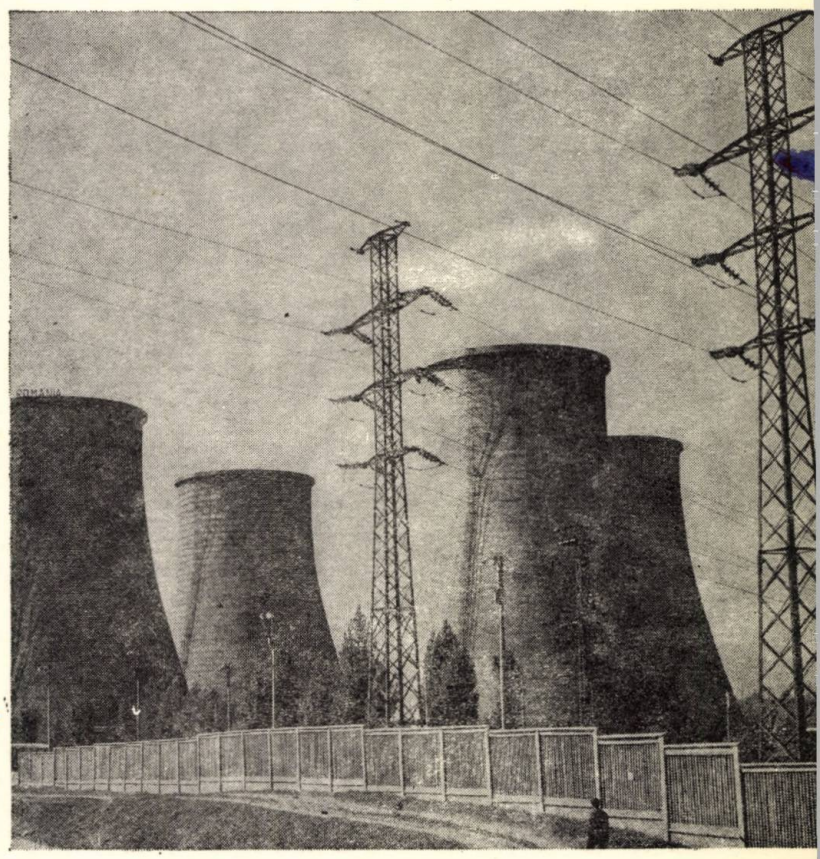
RE

ROMANIA

ROMENERGO

Foreign Trade State Company

carries on services in the power field, ranging from studies and designs up to project commissioning, through the specialized units within the Ministry of Electric Energy



ROMENERGO exports :

- high, medium and low voltage lines;
- transformer and distribution points and stations ;
- poles and fittings for high, medium and low voltage lines ;
- erection and assembling of power projects, carried out abroad for thermo- and hydropower stations, dams, hydrotechnical constructions, etc. ;
- export and transport of electric power ;
- studies, designs, technical assistance, experts' account in the power field as well as other specific engineering activities.

ROMENERGO imports :

- complex power installations and equipments for all fields of thermo and hydro - as well as nuclear - energy generation ;
- equipments and components relevant for the energetic field, spare parts included ;
- equipments, apparata and materials for erection-assembling jobs of high, medium and low voltage lines, as well as for "key" supplies.

1, Lacul Tei Blvd., sector II
BUCHAREST - ROMANIA
Telex: 11525 ROMENG-R
Telephone: 12.13.26
P.O. Box: 736
Cables: Romenergo-Bucharest

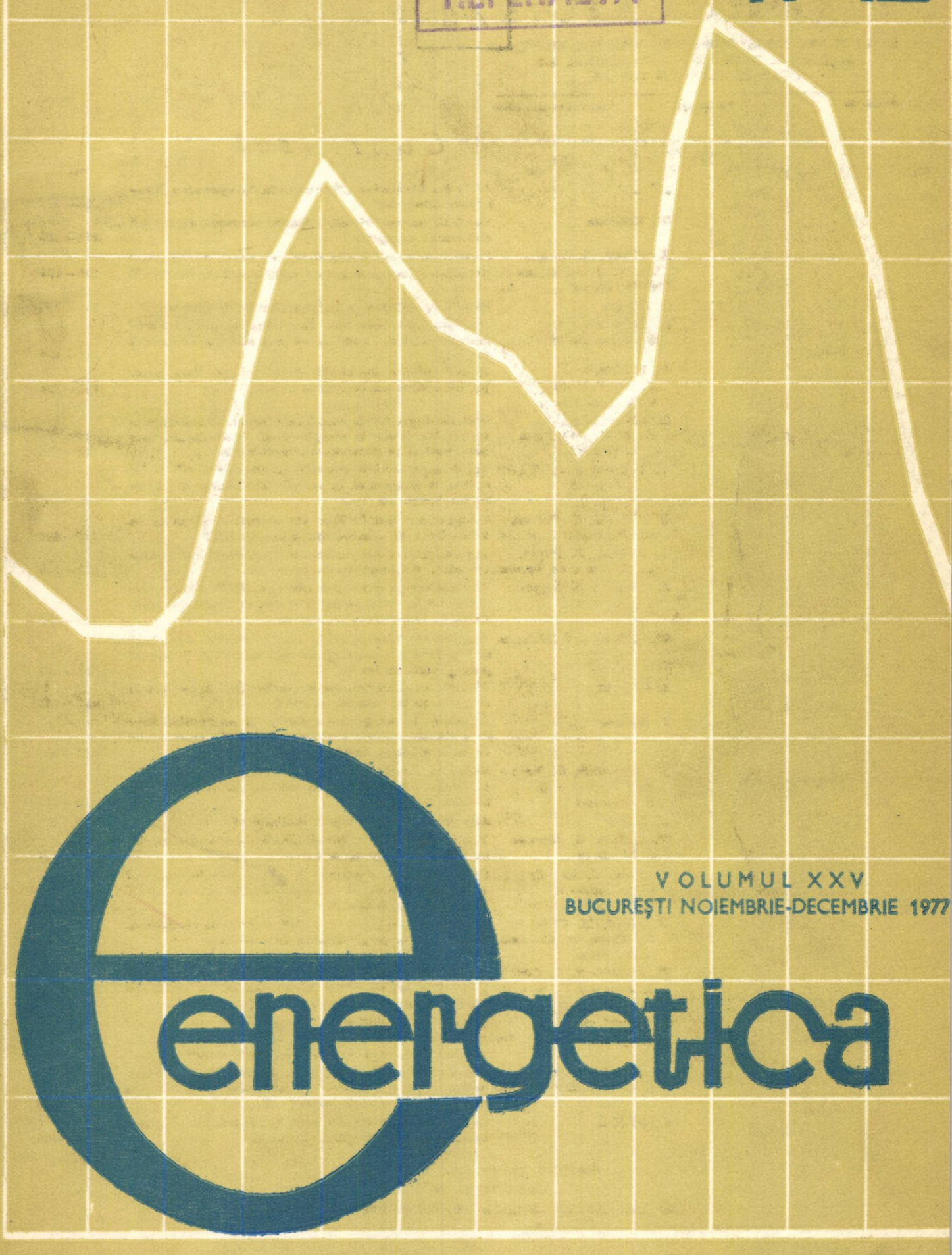
1978 MAR 2 0

E 2033

MW

REFERALVA

11–12



energetica

VOLUMUL XXV
BUCUREŞTI NOIEMBRIE-DECEMBRIE 1977

ENERGETICA

ORGAN AL MINISTERULUI ENERGIEI ELECTRICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 25 Nr. 11–12 noiembrie – decembrie

Cuprinsul

		Pag.
. ° .	Al IV-lea Simpozion „Siguranţa în funcţionare a instalaţiilor energetice"	399–403
Gh. Chiorean	Sarcinile energeticienilor pentru creşterea siguranţei sistemului energetic	403–405
A. Poeată, D. Ivaş, Gh. V. Alexandrescu şi M. Ilinca	Posibilităţi de calcul prin simulare numerică al efectelor golurilor de tensiune asupra consumatorilor industriali	406–408
G. Mangu	Metode de estimare a indicatorilor de fiabilitate	408–415
L. Lupescu şi Liana Turcu	Perfecţionarea metodelor fiabilistice de analiză a conductelor de înaltă temperatură care lucrează în condiţii de fluaj	415–420
V. I. Nitu, A. M. Petrescu şi A. Sevastru	Metodă pentru evaluarea siguranţei pe timp scurt pentru verificarea condiţiilor de funcţionare	421–429
C. Mihăileanu, A. Stoica, A. Perea şi I. Crăciun	Indicatori specifici de daună corespunzători întreruperilor în alimentarea cu energie electrică a consumatorilor industriali de pe platformele petrochimice	429–433
V. Cefranov şi R. Sficht	Consideraţii privind criteriile de stabilire a schemelor optime de alimentare cu energie electrică a consumatorilor industriali	433–437
H. Popescu, C. Enescu, Gh. Peneacă şi K. Pintea	Comportarea instalaţiilor din centralele electrice de termoficare la seismul din 4 martie 1977	437–438
V. I. Nitu, P. Raşcu, B. Stoleru şi D. Voinea	Aspecte privind comportarea la cutremur a instalaţiilor electrice. Concluzii pentru proiectare	439–449
S. Sotri şi V. Dupan	Unele soluţii adoptate la partea de excitaţie a turbogeneratoarelor din CET Galaţi în scopul îmbunătăţirii siguranţei în funcţionare a acestora	449–454
Gh. Petran şi G. Răsteanu	Analiza efectelor poluării marine asupra siguranţei în funcţionare a instalaţiilor IRE Constanţa şi măsuri pentru limitarea lor	454–458
I. Grigortu	Fiabilitatea subsistemelor energetice cuplate cu sisteme de producţie în industria chimică	458–461
I. Nicolae	Siguranţa în funcţionare a sistemului energotehnologic de electroliză pentru producerea clorului, hidroxidului de sodiu şi hidrogenului	461–464
N. Armencoiu, D. Renţea, R. Dumitrache şi N. Popovici	Influenţa centralelor termice locale asupra siguranţei în alimentarea cu căldură în perioada de formare a sistemelor de termoficare	465–468
H. Albert	Aspecte privind siguranţa nodurilor de sistem	469 471
V. I. Nitu, G. Moratte şi M. Stein	Mărirea siguranţei în funcţionare a sistemului energetic naţional prin acţiuni de separare	472–479
L. Groza, G. Moratte şi A. Cristovici	Căi de mărire a siguranţei în funcţionare în sistemul energetic cu zone cu balanţe puternic excedentare şi zone puternic deficitare	480–483
H. Albert, M. Ciobanu, Gh. Creţu, N. Crăciun şi M. Stein	Rolul şi concepţia insularizării centralelor electrice de termoficare de pe platformele industriale	483–487
D. Mihăilescu, L. Cancicu, I. Renţea şi P. Giuvelea	Unele aspecte referitoare la funcţionarea insulară a grupurilor din centralele termoelectrice cu consumul platformelor industriale învecinate	488–490
O. Pavnotescu, C. Răducanu şi E. Valea	Metodă de apreciere a temperaturii materialului ţevilor suprafeţelor de schimb de căldură ale cazanelor de abur în condiţii concrete de funcţionare	490–492
Fl. Ciurel, N. Mironescu şi C. Mihală	Consideraţii privind mărirea siguranţei în funcţionare a instalaţiilor electrice din industria chimică, prin aplicarea unor soluţii tehnice noi	493–497
CRONICĂ	Acţiunea de stimulare a participării maselor la activitatea de creaţie ştiinţifică şi tehnică	498–500

Revista apare sub îndrumarea Consiliului ştiinţific al Institutului central de cercetări energetice

Al IV-lea simpozion „Siguranța în funcționare a instalațiilor energetice"

— București, 13—14 octombrie 1977 —

În zilele de 13—14 octombrie 1977 s-au desfășurat, în București, la sediul Institutului central de cercetări energetice, lucrările celui de-al IV-lea Simpozion privind siguranța în funcționare a instalațiilor energetice, organizat de Institutul central de cercetări energetice, prin ISPE și ICEMENERG. Simpozionul, devenit o tradiție în rîndul specialiștilor din energetică, a oferit astfel posibilitatea unor analize retrospective, a unor afirmări prezente și a stabilirii sarcinilor ce revin în acest domeniu pentru etapa următoare.

Analiza siguranței în funcționare și optimizarea nivelului de siguranță al instalațiilor energetice au impus necesitatea abordării cu un înalt simț de răspundere a sarcinilor ce revin în ceea ce privește modul de aplicare și progresele înregistrate de metodele și modelele de calcul al siguranței în funcționare, cu considerarea daunelor datorită întreruperilor în alimentarea cu energie electrică și termică. Simpozionul a demonstrat preocupările oamenilor muncii din cercetare-proiectare, execuție și exploatare a instalațiilor energetice pentru creșterea gradului de siguranță și a economicității acestora.

Lucrările simpozionului au fost deschise de ing. Gh. Chiorean, adjunct al ministrului energiei electrice, care a prezentat rezultatele pozitive, dar mai ales lipsurile constatate în activitatea desfășurată privind siguranța instalațiilor și a trasat principalele direcții de continuare a activității.

În continuare, ing. Vl. Constantinescu, directorul general al Centralei industriale de producere a energiei electrice și termice, a subliniat importanța problemei siguranței în funcționare în cadrul centralelor electrice, arătînd direcțiile principale în care trebuie să se acționeze, și anume :

— menținerea în funcțiune a centralelor electrice de pe platformele industriale în cazuri de avarii în sistemul energetic, o preocupare importantă fiind stabilirea de scheme de funcționare îmbunătățite, care să permită, în cazul unor avarii extinse în sistemul energetic, separarea unor grupuri din centrale pe bara cu un consum echilibrat ;

— măsuri, în centralele cu condensație, în vederea menținerii în funcțiune a grupurilor la avarii extinse de sistem pe sarcina serviciilor interne, ceea ce permite repornirea rapidă a acestora, în cazul unor avarii de sistem, fără aport de energie din exterior ;

— realizarea reparațiilor la agregatele și instalațiile energetice, inclusiv dezvoltarea bazei proprii de producere a pieselor de schimb și confecțiilor metalice necesare realizării programului de reparații, prin creșterea capacității de producție a întreprinderii „Energo-reparații".

În cuvîntul său, ing. A. Baciu, directorul general al Centralei industriale de rețele electrice, a prezentat o sinteză a preocupărilor și rezultatelor obținute pe linia reducerii numărului de incidente și deranjamente în instalațiile de rețele electrice între anii 1969—1976, din care a rezultat că numărul acestora a scăzut, la sfîrșitul perioadei, de peste 3 ori. Totodată vorbitorul a arătat și măsurile care au dus la aceste rezultate, precum și cele pentru care mai trebuie perseverat în continuare, și anume :

— asigurarea caracterului omogen și modular al instalațiilor și a organizării exploatării, ceea ce va permite tehnologii de exploatare și reparare omogene pe teritoriul țării și va aduce o contribuție mai largă a oamenilor muncii la introducerea progresului tehnic ;

— necesitatea zonării, insularizării, automatizării, a îmbunătățirii conducerii exploatării și îmbunătățirii pregătirii și selecționării personalului ;

— compensarea energiei reactive în toate rețelele, ca element de economicitate și de asigurare a unui înalt grad de stabilitate statică și dinamică a funcționării sistemului energetic național ;

— introducerea și generalizarea în toate rețelele a lucrului sub tensiune.

Cuvîntarea ing. V. Antonescu, inspector șef în Inspectoratul general de stat pentru controlul calității produselor, a evidențiat unele aspecte de mare interes și importanță legate de siguranța în funcționare a instalațiilor energetice.

Tot cu ocazia deschiderii simpozionului, dr. doc. ing. Paul Dimo a prezentat cîteva informații asupra gravei întreruperi în alimentarea cu energie electrică a orașului New York, din iulie 1977, arătînd concluzii mai generale care pot fi utile și pentru sistemul nostru energetic. A insistat în special asupra necesității introducerii „contingențelor" în timp real sau, cel puțin, a similărilor devansînd cu timp scurt regimurile ce se succed în exploatare.

În continuare ing. Hermina Albert a arătat evoluția preocupărilor specialiștilor din ISPE legate de siguranța în funcționare, precum și cele mai importante aspecte ale activității desfășurate în acest domeniu în ISPE în prezent în vederea perfecționării metodelor și metodologiilor de studiu, a prescripțiilor și instrucțiunilor de proiectare, ca și pentru abordarea de noi aspecte.

Lucrările Simpozionului au fost prezentate în trei secții și sintetizate în trei rapoarte generale.

Secția I — Metode și modele de calcul al siguranței în funcționare, de determinare a daunelor la consumatori ca urmare a întreruperilor în alimentarea cu energie și de comparare tehnico-economică a variantelor de scheme energetice

Rapoarte generale :

prof. dr. doc. ing. V. I. Nitu — ing. A. M. Petrescu
dr. ing. C. Mihăileanu — ing. A. Perea

Referatele prezentate în cadrul acestei secții, în număr de 26, reflectă domeniile de orientare a activității actuale în contextul tematicii de cercetare de largă aplicare pentru viitor, fiind analizate în referatul de sinteză, din care se dau în cele ce urmează unele aspecte mai importante.

Astfel, o atenție deosebită se cuvine a fi acordată tehnicilor noi de calcul concretizate prin analiza dinamicii pe termen lung a ansamblului de instalații de producere, transport și distribuție a energiei electrice adaptată la particularitățile sistemului energetic și dotării cu tehnica de calcul din țara noastră.

Metoda de analiză a contingențelor (regimurilor posibile de funcționare într-o multitudine de configurații) oferă posibilitatea analizei sistemului energetic în studiile de planificare sau în exploatarea sistemului energetic național prin selectarea regimurilor critice staționare sau de tranziție.

Programele de acest tip, deosebit de complexe, introduc ipoteze privind logica succesiunii posibile de evenimente în evoluția fenomenelor dinamice lente din sistem, în care se înregistrează forma de răspuns a sistemului la diverse perturbații prin variația mărimilor electrice, termice și hidraulice. Răspunsul sistemului cu astfel de metode se poate analiza atît în regim staționar (referatul I.13) cît și în regim dinamic (ref. I.21, I.22, I.23). Această etapă de calcule și analize este încă într-o fază de cercetare și confruntare cu practica de exploatare și planificare, constituind un domeniu de activitate pentru viitor de o deosebită importanță pentru cunoașterea aprofundată a fenomenelor care au loc în sistemele energetice complexe.

Un alt domeniu devenit clasic se referă la metodele de calcul al indicatorilor de siguranță pentru instalațiile sistemului energetic.

Se constată o tendință de specializare și detaliere a metodelor de simulare a comportării în exploatare a echipamentelor, și, corespunzător, algoritme proprii de calcul al indicatorilor de fiabilitate pentru astfel de elemente. Aceste metode se extind de la analiza funcționării în exploatare a conductelor de abur viu, care lucrează în condiții de fluaj (ref. I. 10), la rețele urbane (ref. I. 15), la grupuri termoenergetice (ref. I. 25) și pînă la nivel de sistem energetic izolat sau interconectat (ref. I.11, I.12, I.24). Preocuparea pentru îmbunătățirea metodelor de prelucrare a datelor statistice se reflectă în referatele I. 4, I. 6, I. 8 și I. 19. Pe linia metodelor de determinare a efectelor economice (daunelor) la consumator datorită întreruperilor în alimentarea cu energie electrică, a efectelor golurilor de tensiune pe barele unui consumator și a tehnicilor de simulare realizate pentru calculul indicatorului economic al continuității în alimentare, se înscrie o grupă importantă de referate.

Metoda analitică de determinare a daunei datorită întreruperilor în alimentarea cu energie electrică, diferențierea daunelor funcție de tipul întreruperii (total și parțiale) și locul de producere (consumator, furnizor, terț), precum și înlănțuirea logică a timpilor tehnologici elementari creează posibilitatea unor orientări în acțiunea de reducere a daunei medii anuale (ref. I. 16).

De asemenea se prezintă o metodă de generalizare a caracteristicilor de daună pentru un grup de consumatori cu specific tehnologic asemănător, aplicată cu succes în cadrul platformelor petrochimice, care oferă instrumentul matematic de calcul al indicatorilor generali de daună și valorile acestor indicatori. Acești indicatori permit modelarea daunelor la consumatori similari cu cei analizați (ref. I. 17).

Posibilitățile de calcul prin simulare numerică ale efectelor golurilor de tensiune pe barele unui consumator, precum și aplicarea tehnicilor de simulare la calculul indicatorului economic al continuității în alimentare constituie o contribuție importantă pe linia îmbunătățirii metodelor de calcul al siguranței în funcționare (ref. I. 1 și I.2).

De la formule generalizate se trece la modele concrete de analiză a structurii cheltuielilor anuale de exploatare, cu considerarea siguranței în funcționare pentru cazul unei stații de transformare (ref. I.14).

Metodele de optimizare a soluțiilor de proiectare a instalațiilor energetice sînt reprezentate și prin metoda de decizie risc-investiție, bazată pe tehnica arborilor de defectare și tehnica de optimizare utilizînd multiplicatorii lui Lagrange (ref. I.7). Aplicarea acestei metode se realizează la optimizarea nivelului de siguranță pentru LEA de înaltă tensiune în raport cu solicitările la supratensiuni (ref. I.9). Alimentarea optimă a consumatorilor industriali (ref. I.18) și optimizarea soluțiilor de scheme pentru servicii interne din termocentrale (ref. I.20, are la bază o serie de criterii concretizate în urma experienței de calcul la aceste tipuri de scheme și de confruntări practice.

Din referatele prezentate, din propunerile referatului de sinteză și din discuțiile purtate au rezultat ca direcții principale de urmărit :

— Îmbunătățirea activității de colectare, interpretare și prelucrare a datelor statistice din exploatare, inclusiv prin determinări experimentale pe parametri statistici.

— Analiza unor indicatori de definire și de urmărire a siguranței în funcționare (de exemplu durata minimă de viață).

— Metode de prognoză pe termen scurt a fenomenelor staționare și de tranziție, preliminate din punct de vedere al probabilităților de apariție a stării perturbatoare.

— Metode noi pentru aprecierea siguranței regimurilor sistemului energetic și a părților componente în regimuri speciale.

— Elaborarea de metode și modele pentru analiza siguranței în funcționare a sistemului energetic, avînd în vedere și instalațiile de automatizare și protecție (asigurarea bazei de date pentru aceste instalații).

— Metode de evaluare a daunelor la consumatori datorită întreruperilor în alimentarea cu energie electrică și termică.

— Corelarea metodologică și practică a modelelor existente și a celor în studiu în vederea ridicării nivelului de siguranță al sistemului energetic.

Secția II — Influența modului de realizare și exploatare a instalațiilor asupra siguranței în funcționare

Raportori generali :

dr. ing. T. Popa — ing. P. Rașcu
dr. ing. T. Laszlo — dr. ing. D. Necșulescu

Întrucît conținutul tematicii acestei secții are strînse legături și interferențe cu tematica secției III, în care se tratează soluțiile tehnice pentru mărirea siguranței în funcționare, a fost necesară o regrupare față de programul simpozionului, între referatele secțiilor II și III, rezultînd trecerea referatelor 10, 12 și 14 de la secția II la III și a referatelor 2, 5, 6, 10, 12 și 15 de la secția III la secția II.

Raportul general al acestei secții a analizat referatele după natura instalațiilor energetice, care sînt diferențiate în două mari categorii : instalații mecanice și instalații electrice. În cele ce urmează se redau unele considerații și precizări făcute în raportul general al secției.

Referatele privind instalațiile mecanice din centrale, încadrate în secția II, au aproape în totalitate tematica axată pe aspectul duratei de viață a echipamentelor. Referatul II.2 examinează în ansamblu și din punctul de vedere al proiectantului factorii care influențează durata de viață a echipamentelor. Caracterul aleatoriu al parametrilor de funcționare impune utilizarea metodelor probabilistice. Referatul prezintă, astfel, o interesantă metodă de predeterminare a condițiilor de funcționare necesare pentru calculul duratei de viață.

Trei referate tratează cazuri concrete legate de durata de viață a echipamentelor :

— Referatul II. 1 prezintă rezultatele obținute în cercetarea proprietăților oțelului de o marcă dată, după perioade îndelungate de funcționare a conductelor din centrale. Importanța acestei cercetări, respectiv a cercetărilor din această categorie, constă în aprecierea duratei restante de viață și deci în alegerea rațională a datei înlocuirii conductelor. Este de observat faptul că în acest domeniu mai sînt necesare cercetări privind comportarea sudurilor și a armăturilor, pentru a avea posibilitatea luării unor decizii diferențiate cît mai juste. De asemenea trebuie create condiții pentru identificarea elementelor sistemului de conducte în raport cu caracteristicile inițiale ale materialului lor.

— Referatul III. 10 prezintă îmbunătățirile aduse cazanelor de 525 t/h, 122 bar, 540 °C din centralelele întreprinderii Electrocentrale-București.

— Referatul III. 15 relatează modul de determinare a temperaturii metalului țevilor aplicat la cazanele analizate în referatul anterior. Metoda indirectă prezentată este ingenioasă și a fost aplicată în lipsa posibilităților de măsurare directă.

Problematica siguranței în funcționare în domeniul instalațiilor electroenergetice se grupează astfel : pe de o parte în sensul analizării comportării echipamentelor la solicitările externe și interne, iar pe de altă parte în sensul comportării schemelor de realizare a instalațiilor.

— Astfel, se menționează, în primul rînd, referatele II. 15 și II. 9, în care se prezintă analiza comportării echipamentelor din centralele și stațiile electrice cu ocazia seismului din 4 martie, din care au rezultat concluzii de un deosebit interes.

Sînt de remarcat de asemenea și referatele care se ocupă de efectele poluării izolației asupra siguranței în funcționare. Astfel :

— Referatul II. 11 analizează avariile care au avut loc din cauza poluării instalațiilor situate în imediata vecinătate a unui combinat siderurgic, precum și măsurile luate pentru creșterea siguranței în funcționare a acestor instalații.

— În referatul III. 6 se analizează efectele poluării marine manifestate în condițiile iernii 1977.

Un grup mare de lucrări se ocupă de analiza siguranței în funcționare a schemelor de alimentare în cazuri concrete. Astfel :

— Referatul II. 8, care tratează siguranța în alimentare a substațiilor de la metroul din București.

— Referatele II. 7 și II. 6, care prezintă indicatorii de siguranță a schemelor rețelelor de 110 kV de distribuție din cadrul IRE Iași și, respectiv, schema optimă de alimentare a unui sistem de irigații.

— Referatul III. 2, care analizează soluțiile adoptate la partea de excitație a turbogeneratoarelor din CET Galați în scopul măririi gradului de siguranță în funcționare a acestora.

Pe marginea referatelor prezentate, a propunerilor din referatul de sinteză și din discuțiile purtate în cadrul secției au rezultat următoarele direcții principale asupra cărora trebuie perseverat :

— Continuarea acțiunilor de cercetare în domeniul de prevenire (reducere) a efectelor seismelor asupra instalațiilor electroenergetice.

— Cercetarea și normarea măsurilor specifice necesare prevenirii (reducerii) efectelor poluării marine asupra izolației liniilor și stațiilor electrice.

— Cercetarea și normarea măsurilor specifice necesare prevenirii (reducerii) poluării gazoase în instalațiile interioare de medie și înaltă tensiune.

— Creșterea fiabilității elementelor instalațiilor de compensare (condensatoare, filtre și elemente de comutare-reglaj).

— Reluarea acțiunilor de cercetare cu privire la apariția efectelor armonicilor superioare în rețelele de distribuție; precizarea soluțiilor de compensare a factorului de putere în cazul unor consumatori care produc deformații importante ale curentului.

Secția III — Soluții tehnice aplicate pentru mărirea siguranței în funcționare a instalațiilor energetice

Raportori generali:

ing. Hermina Albert — ing. J. Constantinescu
dr. ing. A. Cristovici — ing. G. Georgescu

Referatul de sinteză la această secție trece în revistă cele 12 referate prezentate, aducînd precizări interesante care întregesc tematica tratată. În cele ce urmează se reproduc unele aprecieri din referatul de sinteză.

Experiența de exploatare, analiza mai detaliată a condițiilor de funcționare a instalațiilor în diferite perioade ale anului sau chiar ale unei zile, considerarea evoluției posibile în timp a dezvoltării sistemului au făcut necesară evidențierea a două aspecte ale siguranței în funcționare: o siguranță proprie a instalației, determinată de schema ei de conexiuni și performanțele de siguranță proprii, și o siguranță dependentă de încadrarea instalației în sistemul energetic, asociată sau de legătură.

În referatul II. 14 se definesc tipurile de noduri: de injecție și de tranzit, precum și siguranța intrinsecă — proprie — și siguranța asociată — de legătură. Se arată că, în timp ce siguranța proprie are o valoare determinată, pentru o conexiune, un tip de echipament și o schemă normală de exploatare aleasă, siguranța asociată poate varia în limite largi în funcție de condițiile de sistem (generare a puterii, care poate chiar schimba rolul nodului în sistem; caracterul consumatorilor alimentați prin aceleași căi cu nodul analizat; palierul analizat ș. a.).

Siguranța intrinsecă — proprie — a unor instalații a fost analizată într-o serie de referate. Astfel, referatul II. 10 analizează oportunitatea menținerii în funcțiune a unui cazan de abur de debit mic la acoperirea debitului-limită solicitat, după realizarea de noi surse de alimentare centralizată cu căldură. Se prezintă programul de calcul al indicatorilor de siguranță în funcționarea instalațiilor energetice de alimentare cu căldură a consumatorilor industriali. Aprecierea economică a menținerii în rezervă a cazanelor de debit mic se face luînd în considerare tipul combustibilului, valoarea neamortizată a fondurilor fixe etc.

Referatul III. 9 analizează nivelul de siguranță obținut pentru mai multe scheme și arată că, ținînd seama de caracteristicile consumatorilor corelat cu caracteristicile tehnico-constructive și de fiabilitate ale stațiilor de sistem din care se face alimentarea, sînt posibile importante simplificări menținîndu-se un grad de siguranță corespunzător.

Referatul III. 13 prezintă schemele primare, de protecție și automatizări ale servicilor interne de c.a. ale CTE Rovinari, precum și performanțele lor. Se fac propuneri pentru creșterea rapidității de protejare a diferitelor elemente ale schemei, de realizare a unei corelări a tuturor temporizărilor instalațiilor de AAR și de modificare a principiilor de acționare a acestora.

Referatul III. 11 analizează protecțiile speciale care pot fi adoptate, în funcție de caracteristicile sistemelor electroenergetice din zona respectivă și ale grupurilor generatoare locale, pentru a suplini dotarea cu fir-pilot sau canal de înaltă frecvență a protecției prin relee.

În referatul III. 1 se prezintă schema electrică a bateriilor de condensatoare de 0,4 și 6 kV și se analizează comportarea acestora în diferite regimuri de funcționare. Subliniind importanța reglajului automat al bateriilor de condensatoare, se arată măsurile necesare privind folosirea aparatajului de comutație și de protecție.

În referatele III.3 și III. 4 sînt menționate măsurile luate pentru alimentarea consumatorilor de categoria zero din industria chimică.

Separarea instalațiilor la avarii în sistem ca mijloc de creștere a continuității în alimentarea cu energie electrică a consumatorilor (de creștere a siguranței asociate) este o măsură larg utilizată, sub diferite forme, în majoritatea sistemelor energetice, după cum se arată și în referatul III. 8. Se prezintă măsurile luate pentru menținerea integrității sistemului energetic, care sînt diferite în zonele deficitare, unde se reduc la deconectări de consumatori, și în zonele excedentare, unde este prevăzută o rapidă reducere a generării prin deconectări de grupuri sau descărcare bruscă de sarcină. Aceleași măsuri se aplică și în cazul zonărilor, cu observația că pentru zonele deficitare lipsa de putere nu trebuie să depășească 15—20% din sarcina totală.

Trebuie subliniat că siguranța în funcționare depinde în mare măsură și de disponibilitățile de rezervă de putere în zone. Un rol deosebit îl au centralele hidroelectrice, dintre care cele cu acumulare prin pompaj, așa cum se arată în referatul II. 12. Aceste centrale au, de asemenea, o înaltă eficiență economică.

Insularizarea centralelor electrice pentru asigurarea unui consum industrial este tratată în referatele III. 3, III. 4, III. 7. Aceste trei referate menționează oportunitatea realizării unor scheme normale de funcționare în care schimbul între bara insularizabilă și sistem să fie cît mai aproape de zero (grupurile aferente din insulă să constituie sursa de bază pentru consumul insularizabil).

În referatul III. 4 se diferențiază cazul insularizării grupurilor cu o putere de 6—12 MW pe consumatori importanți, care sînt sensibili la variațiile de tensiune și frecvență (care se face rapid pe criteriul creșterii puterii debitate de grup spre sistem), și cel al insularizării pe consumatorii care permit variații de tensiune și frecvență în anumite limite (care se face pe criteriul frecvenței).

În referatul III. 7 sînt prezentate probele efectuate pe platforma Galați în vederea stabilirii schemei de funcționare, a măsurilor de luat pentru asigurarea insularizării și reglajului parametrilor (frecvențe, tensiune) instalației de separare.

Succesul insularizării depinde în mare măsură de schema aleasă și regimul normal de funcționare ales. Insularizarea cu cea mai mare probabilitate de succes este pe un singur grup și realizată prin deconectarea unei singure legături cu sistemul energetic, care avea un schimb apropiat de zero înainte de separare.

Condițiile pe care trebuie să le asigure instalația de separare, protecțiile prin care se prevede aceasta, ca și factorii care determină reușita insularizării sînt prezentate în referatul III.7.

Din referatele prezentate în cadrul secției III, precum și din raportul de sinteză și discuțiile purtate s-au conturat următoarele obiective de urmărit:

— Analiza aspectelor economice ale funcționării în schemă „preselectată" pentru insularizare sau microzonare.

— Adîncirea prin probe pe viu a tuturor aspectelor privind insularizarea CET — consumator, pe partea electrică, termică, de alimentare cu apă și combustibil; stabilirea caracteristicilor tipurilor și instalațiilor automate de separare.

— Studii privind posibilitatea microzonărilor.

— Importanța echilibrării marilor zone de sistem în vederea creșterii continuității, prin amplasarea de surse de bază și intervenție (inclusiv centrale hidroelectrice cu acumulare prin pompaj).

— Adîncirea aspectelor de siguranță privind instalațiile de protecție și automatizări.

— Rolul siguranței „asociate". Stabilirea unor norme și criterii de analiză a acesteia.

— Reconsiderarea rolului centralelor electrice cu acumulare prin pompaj în echilibrarea energetică a zonelor și creșterea siguranței sistemului.

Lucrările simpozionului au fost fructuoase, iar sarcinile care au rezultat sînt deosebit de importante. Desigur, nu au fost enumerate toate problemele referitoare la siguranța în funcționare necesar a fi studiate, dată fiind complexitatea problemei și dependența ei de evoluția sistemului energetic.

Este de menționat că mai sînt două direcții importante pentru care trebuie să se persevereze:

— Întărirea organizatorică a activității de studiu și aplicare a teoriei siguranței.

— Lărgirea preocupărilor privind siguranța în funcționare în domeniul termoenergetic și al instalațiilor de protecție și automatizări.

Lista rapoartelor prezentate la al IV-lea simpozion „Siguranța în funcționare a instalațiilor energetice"

I. Metode și modele de calcul al siguranței în funcționare, de determinare a daunelor la consumatori ca urmare a întreruperilor în alimentarea cu energie și de comparare tehnico-economică a variantelor de scheme energetice

1. Poeată, A. I., Ivas, D. și Alexandrescu, G. V. (Institutul politehnic Iași) : Posibililități de calcul prin simulare numerică a efectelor golurilor de tensiune pe barele unui consumator industrial alimentat dintr-o rețea dată.
2. Ivas, D. (Institutul politehnic Iași) : Rezultatele practice obținute prin aplicarea tehnicilor de simulare la calculul indicatorului economic al continuității în alimentare.
3. Stănculescu, A. (IRE Craiova) : Îmbunătățirea siguranței în exploatare prin metoda așteptării.
4. Mangu, G. (M.E.E.) : Metode de estimare a indicatorilor de fiabilitate.
5. Cuciureanu, M. (ICEMENERG) : Model pentru calculul indicatorilor de siguranță a echipamentelor de bază din centralele termoelectrice.
6. Necșulescu, D. S., Popescu, A., Stein, M. (ISPE) : Predeterminarea indicatorilor de siguranță ai LEA de înaltă tensiune multiplu circuit.
7. Nitu, V. I., Necșulescu, D. S., Gherasi, A. (ISPE) : Metoda de decizie risc-investiție pentru optimizarea repartiției investițiilor în siguranța instalațiilor energetice.
8. Zdrenghea, H. (Institutul politehnic Cluj) : Metodă de determinare a numărului de defecte care depășesc timpul critic, utilizată în calculele de fiabilitate.
9. Necșulescu, D. S., Cristovici, A., Neag, Z. (ISPE) : Aplicarea metodei de decizie risc-investiție pentru optimizarea nivelului siguranței LEA de înaltă tensiune în raport cu solicitările supratensiunilor.
10. Lupescu, L. (ISPE) și Turcu, L. (ICEMENERG) : Perfecționarea metodelor fiabilistice de analiză a conductelor de înaltă temperatură care lucrează în condiții de fluaj.
11. Lup, L. și Vîlcereanu, G. (ISPE): Efectul interconexiunii cu sistemele vecine asupra siguranței în funcționare a sistemelor interconectate.
12. Bordeian, N., Vîlcereanu, G., Mihăilescu, Fl. (ISPE) : Utilizarea metodelor de simulare Monte Carlo în studiul fiabilității sistemului energetic.
13. Nitu, V. I., Petrescu, A. M., Sevastru, A. (ISPE) : Metodă de evaluare a siguranței pe timp scurt pentru verificarea condițiilor de funcționare.
14. Albert, H. și Negoiță, V. (ISPE) : Determinarea structurii cheltuielilor anuale de exploatare în instalații energetice cu considerarea siguranței în funcționare. Cheltuieli anuale pentru o stație de transformare.
15. Bogan, M., Radu, E., Roșu, E. (ISPE) : Considerarea siguranței în funcționare în studiile de dezvoltare a rețelelor urbane.
16. Mihăileanu, C. și Perea, A. (ICEMENERG) : Evaluarea daunei medii probabile anuale datorită întreruperilor în alimentarea cu energie electrică pe ansamblul grupului furnizor-consumator.
17. Mihăileanu, C., Stoica, A., Perea, A., Crăciun, I. (ICEMENERG) : Indicatorii specifici de daune corespunzători întreruperilor în alimentarea cu energie electrică a consumatorilor industriali de pe platformele petrochimice.
18. Cefranov, V. și Sfichi, R. (IRE Suceava) : Considerații privind criteriile de stabilire a schemelor optime de alimentare cu energie electrică a consumatorilor industriali.
19. Stănculescu, A. (IRE Craiova) : Metode de prelucrare a datelor statistice în vederea includerii lor în calculele de siguranță.
20. Oprișiu, N. (ICEMENERG) : Concepții și criterii utilizate în alegerea schemelor de alimentare a serviciilor interne din termocentralele electrice avînd în vedere mărirea siguranței în funcționare.
21. Dimo, P., Pomîrleanu, M., Bejuscu Lia, Radu, I. (ICEMENERG) : Necesitatea analizei contingențelor la planificarea și exploatarea SEN—R.S.R., corelată cu caracteristicile calculatoarelor din țara noastră
22. Dimo, P. și Constantinescu, J. (ICEMENERG) : Rezultate noi pe care le oferă analiza dinamicii pe termen lung a sistemelor energetice pentru scenarii prestabilite.*)
23. Dimo, P., Pomîrleanu, M., Constantinescu, J. (ICEMENERG) : Indicatorii stărilor critice ale sistemelor electroenergetice complexe.
24. Cecan, L. : Algoritm pentru calculul fiabilității sistemelor complexe utilizînd metoda grupurilor de defectare.
25. Ionescu, C. (Institutul politehnic București) : Calculul fiabilității grupurilor funcționale cu rezerve ale blocurilor termoenergetice de mare putere.
26. Nitu, V. I. (ISPE) și Ionescu, C. (Institutul politehnic București) : Calculul fiabilității sistemelor complexe.

II. Influența modului de realizare și exploatare a instalațiilor asupra siguranței în funcționare. Comparație cu prevederile de proiect și analiza gradului de siguranță obținut în cazul unor scheme concrete

1. Turcu, L. (ICEMENERG) : Aspecte privind comportarea conductelor din oțel 12 H1MF utilizate în centralele termoelectrice din România.
2. Lupescu, L. și Tabacu, M. (ISPE) : Influența variației parametrilor de funcționare asupra duratei de viață a construcțiilor mecanice.
3. Grigoriu, I. (IPROCHIM) : Fiabilitatea subsistemelor energetice cuplate cu sisteme de producție în industria chimică.
4. Nicolae, I. (IPROCHIM) : Siguranța în funcționare a sistemului energotehnologic de electroliză pentru producerea clorului, hidroxidului de sodiu și hidrogenului.
5. Checiulescu, M., Râulescu, I., Pasere, E., Alterescu, Y., Lăzărescu, R., Chițian, Al. (ICPE) : Preocupări ICPE în domeniul fiabilității echipamentelor de îmbunătățire a factorului de putere în regim normal și deformant.
6. Sufletel, N., Țăranu, V., Brumă, N. (IRE Iași) : Stabilirea schemei optime de alimentare a unui perimetru de irigații.
7. Brumă, N., Ostap, C., Țăranu, V., Sufletel, N., Gheorghiu, D. (IRE Iași) : Indicatori de siguranță la scheme pentru rețelele de distribuție din cadrul IRE Iași.
8. Ioniță, G. și Moldovan, S. (IDE București) : Siguranța în alimentarea cu energie electrică a substațiilor de la metroul București.
9. Popescu, H., Enescu, O., Peneacă, Gh., Pintea, K. (IEC București) : Comportarea instalațiilor energetice la seismul din 4 martie 1977.
10. Armencoiu, N., Rențea, D., Dumitrache, R., Popovici, N. (ISPE) : Influența centralelor termice locale în perioadele de formare a sistemelor de termoficare asupra siguranței în alimentarea cu căldură.
11. Hațegan, I. și Cazan, C. (IRE Deva) : Siguranța în funcționare a stațiilor de transformare din zona Hunedoara.
12. Armencoiu, N. (ISPE) : Unele aspecte privind influența CHE cu acumulare prin pompaj asupra siguranței sistemului energetic.
13. Prelipceanu, I. și Sfichi, R. (IRE Suceava) : Analiza schemei de alimentare cu energie electrică a unui consumator industrial cu două circuite la medie tensiune prin prisma nivel de siguranță—consum propriu tehnologic.
14. Albert, H. (ISPE) : Aspecte privind siguranța nodurilor de sistem.
15. Nitu, V. I., Rașcu, P., Stoleru, B., Voinea, D. (ISPE) : Aspecte privind comportarea la cutremur a instalațiilor electrice. Concluzii pentru proiectare.

III. Soluții tehnice aplicate pentru mărirea siguranței în funcționare a instalațiilor energetice

1. Iacob, S. și Simionescu, T. (CFS Iași) : Comportarea în exploatare a bateriilor de condensatoare statice. Soluții tehnice privind optimizarea procesului de reglaj automat.

*) Acest referat va fi publicat într-unul din numerele viitoare ale revistei „Energetica".

2. Sotri, S. și Dugan, V. (IEC Galați) : Unele soluții adoptate la partea de excitație a turbogeneratoarelor din CET Galați în scopul îmbunătățirii siguranței în funcționare a acestora.
3. Ciurel, Fl., Mironescu, N., Mihală, C. (IPUC București) : Considerații privind mărirea siguranței în funcționare a instalațiilor electrice din industria chimică prin aplicarea unor soluții tehnice noi.
4. Acherman, M. și Matei, Gr. (IPUC București) : Scheme de alimentare cu energie electrică a consumatorilor preferențiali.
5. Sorea, N. (IRE Suceava) : Vibrațiile conductoarelor LEA și preîntîmpinarea rezonanței acestora.
6. Petran, Gh. și Răsteanu, C. (IRE Constanța) : Analiza efectelor poluării marine asupra siguranței în funcționare a instalațiilor IRE Constanța și măsuri pentru limitarea lor.
7. Albert, H., Ciobanu, M., Crețu, Gh., Crăciun, N., Stein, M. (ISPE) : Rolul și concepția insularizării centralelor electrice de termoficare de pe platformele industriale.
8. Groza, L., Moraite, G., Cristovici, A. (ISPE) : Căi de mărire a siguranței în funcționare în sistemul energetic cu zone cu balanțe puternic excedentare și zone puternic deficitare.
9. Ciobanu, M. și Florea, I. (ISPE) : Scheme simplificate de alimentare a unor platforme siderurgice, cu nivel de siguranță ridicat.
10. Niculescu, I. și Ilie, N. (IEC București) : Îmbunătățiri aduse cazanelor Tlmace (R.S.C.) de 525 t/h, 125 kgf/cm ^{2}, 540°C pentru creșterea siguranței în funcționare.
11. Moraite, G., Necșulescu, D.S., Cristovici, A. (ISPE) : Asupra unor măsuri de protecție prin relee pentru creșterea siguranței în funcționare a grupurilor generatoare mari racordate în antenă.
12. Oprișiu, N. și Dobre, V. (ICEMENERG): Stabilirea măsurilor necesare evitării apariției supratensiunii în sistemele de preîncălzire regenerativă.
13. Mihăilescu, D., Canciu, L., Rențea, I., Giuvelea, P. (ICEMENERG) : Rezultate ale probelor de funcționare a platformelor energetice.
14. Pavnotescu, O., Răducanu, C., Valea, E. (ICEMENERG) Metodă de apreciere a duratei de viață a suprafețelor de schimb de căldură ale cazanelor de abur în condiții concrete de funcționare.
15. Nitu, V. I., Moraite, G., Stein, M. (ISPE) : Mărirea siguranței în funcționare a SEN prin acțiuni de separare.

Sarcinile energeticienilor pentru creșterea siguranței sistemului energetic

Cuvîntare rostită de ing. **Gh. Chiorean**, adjunct al ministrului energiei electrice, la cel de-al IV-lea Simpozion „Siguranța în funcționare a instalațiilor energetice"

Avem satisfacția de a lua parte la lucrările celui de-al patrulea simpozion privind siguranța în funcționare a sistemului energetic, astăzi, la 6 ani de la prima manifestare de acest fel. Trebuie să subliniez încă de la început că aceste manifestări, adevărate întruniri de lucru, reprezintă în prezent o tradiție în activitatea noastră, iar larga participare de care se bucură dovedește interesul deosebit care se acordă siguranței sistemului energetic și instalațiilor sale, de către energeticienii din țara noastră. Acest lucru este ilustrat și simbolic de faptul că simpozionul are loc chiar în preajma Zilei energeticianului.

Țin să subliniez faptul că interesul deosebit al energeticienilor pentru siguranța instalațiilor energetice este urmarea unei necesități actuale, reale, determinată de ampla activitate desfășurată de întregul popor, sub conducerea Partidului Comunist Român, pentru edificarea societății socialiste multilateral dezvoltate și înaintarea României spre comunism.

Astfel, față de anul 1970, cînd producția de energie electrică a fost de 35,1 miliarde kWh, la finele acestui an se prevede să avem o producție de 1,8 ori mai mare. În mod corespunzător s-au dezvoltat și instalațiile sistemului energetic, puterea instalată în centrale crescînd de 1,9 ori, iar lungimea rețelelor electrice de transport de 1,6 ori.

Concomitent însă au crescut și exigențele consumatorilor, ca urmare a introducerii unor noi procese tehnologice cu performanțe superioare, precum și datorită creșterii nivelului de trai și, respectiv, pătrunderii energiei electrice în cît mai multe domenii din activitatea economică și socială.

Ca urmare, lucrătorii din sistemul energetic s-au preocupat permanent de creșterea siguranței instalațiilor. Astfel, în intervalul ultimilor șapte ani, deși volumul instalațiilor a crescut de 1,6—1,9 ori, așa cum s-a arătat mai sus, numărul total de incidente pe sistemul energetic a scăzut.

Scăderea numărului total de avarii și incidente, concomitent cu dezvoltarea instalațiilor, la care m-am referit, reprezintă un aspect pozitiv al funcționării sigure a sistemului energetic în ansamblul său și a diferitelor categorii de instalații. Totuși trebuie subliniat că numărul specific de avarii și incidente pe unele categorii de instalații se menține ridicat (instalații de cazane, instalații auxiliare din centralele electrice, rețele de cabluri), că sînt încă în insuficientă măsură rezolvate problemele de care depinde limitarea extinderii avariilor.

Preocupările legate de siguranța în funcționare a instalațiilor energetice din România sînt cunoscute de mulți ani și ele au condus la rezultate pozitive.

Trebuie observat că cercetările efectuate în țara noastră — și care au fost apreciate în afara granițelor — s-au caracterizat prin aceea că s-a urmărit cuantificarea acestor aspecte, determinarea unor indicatori numerici care să permită efectuarea unor calcule tehnico-economice de optimizare a soluțiilor de dezvoltare a instalațiilor energetice cu considerarea consecințelor între-

ruperilor în alimentarea cu energie. Aceasta a permis alegerea unor scheme și configurații simplificate, reducerea numărului de linii de alimentare etc., cu respectarea nivelului de siguranță necesar la consumatori.

Se constată totuși că la nivelul ansamblului instalațiilor ststemului energetic nu au fost sufícient analizate aspectele de siguranță și nu au fost luate toate măsurile necesare care să evite extinderea unor avarii.

Ca urmare a acestei situații, rezultatele de pînă acum nu sînt de natură a ne mulțumi, în condițiile unor exigențe crescînde în realizarea și depășirea prevederilor Congresului al XI-lea al P.C.R. Astfel, Hotărîrea Comitetului Politic Executiv al C. C. al P.C.R. din 7 martie 1977 a stabilit sarcinile care revin energeticienilor în domeniul creșterii siguranței sistemului energetic, iar tovarășul Nicolae Ceaușescu, la primul Congres al Consiliilor Oamenilor Muncii, a arătat că: „pentru asigurarea funcționării cu maximă siguranță a sistemului electroenergetic național, vor trebui aplicate rapid măsurile stabilite în această direcție de conducerea partidului: crearea unor sisteme automate la marile centre și platforme industriale, ridicarea calificării cadrelor, introducerea unei ordini și discipline desăvîrșite în conducerea și funcționarea centralelor electrice, a întregului sistem".

În scopul realizării acestor importante sarcini trasate de conducerea partidului, în unitățile ministerului nostru s-au luat o serie de măsuri de organizare a activității, de dotare cu noi instalații, de delimitare a atribuțiilor, de creștere a colaborării cu unitățile consumatoare.

Astfel, după cum probabil este cunoscut, de cîteva zile ministerul nostru are, în loc de o centrală industrială, două centrale industriale, care se vor ocupa de instalațiile de producere a energiei electrice și, respectiv, de cele de transport și distribuție, tocmai în scopul acordării unei atenții deosebite exploatării instalațiilor energetice.

În același scop s-a trecut la revizia tuturor instrucțiunilor și normativelor de proiectare, construcție și exploatare, operație care este în curs.

De asemenea s-au efectuat ample analize ale modului în care sistemul energetic este pregătit să facă față diverselor perturbări, stabilindu-se de la caz la caz soluțiile respective. Astfel, s-a revăzut și se prevede a fi pusă pe baze noi automatica de sistem, care să împiedice extinderea avariilor, pentru cazul în care aceste avarii s-ar produce totuși, s-a prevăzut separarea sistemului energetic pe zone și asigurarea continuității funcționării marilor platforme industriale prin separarea lor de sistem în anumite momente critice, prevăzîndu-se funcționarea lor în continuare, separat de sistemul energetic.

Lucrările de introducere a tuturor acestor măsuri sînt în curs, și ele au necesitat probe și analize complexe în sistem, efectuate în comun de unitățile ministerului nostru cu unitățile consumatoare de pe platformele industriale. De asemenea, sînt în curs și unele dotări suplimentare cu aparatură de măsură, comandă, control. Aceste acțiuni sînt corelate cu acțiunile de organizare corespunzătoare a conducerii operative prin dispecer (național, teritorial, de distribuție sau de platforme industriale).

De asemenea, consider că trebuie să punem activitatea de exploatare și întreținere pe baze noi, științifice, prin revederea calității și duratei reparațiilor, scurtarea timpului de intervenții, introducerea lucrului sub tensiune, implementarea unor metode moderne de evidență și control. Numai în acest fel instalațiile noastre vor putea să prezinte indicatori de fiabilitate comparabili cu cei din alte țări, care au o puternică bază energetică. Un rol important revine aici și colegilor noștri constructori de utilaje energetice, cu care am stabilit noi programe de colaborare, de la cercetări în comun și pînă la controlul interfazic, cu participarea specialiștilor noștri, în procesul de fabricare a utilajelor noastre energetice.

În sfîrșit, este necesară o mult mai strînsă colaborare cu unitățile consumatoare de pe marile platforme industriale. Recentele analize în comun de pe aceste platforme, în vederea insularizării acestor instalații la avarii în sistem, au evidențiat lipsuri în corelarea furnizor-consumator a caracteristicilor instalațiilor, a măsurilor de siguranță și de rezervare. Pentru aceasta se preconizează, pe de o parte, corelarea, încă de la faza de proiectare, a instalațiilor de pe aceste platforme cu caracteristicile sistemului energetic, iar pe de altă parte, organizarea de dispeceri energetici de platforme (acolo unde încă nu există), prin care să se asigure o coordonare operativă.

Este știut că oricît ar fi pătruns automatizarea în viața noastră cotidiană, în toate ramurile industriale, deci și în energetică, factorul uman își menține și-și va menține și în viitor o poziție cheie, determinantă. Mai ales într-un sistem energetic, un complex deosebit de mare și cu tot o atît de mare diversitate de instalații și echipamente, modul de acționare al personalului de exploatare constituie un factor esențial, primordial, cu atît mai mult cu cît complexitatea și gradul de tehnicitate al instalațiilor sînt în continuă creștere.

În consecință, rămîne ca o sarcină importantă întărirea disciplinei și ordinii, a nivelului de răspundere, ridicarea permanentă a nivelului de pregătire a personalului, legată în spe-

cial de cunoașterea perfectă a modului cum trebuie să acționeze în diferite situații limită și de cunoaștere a parametrilor care semnalează asemenea situații.

De asemenea, este necesar să se acorde atenția cuvenită sistemului de conducere operativă, printre altele și prin ierarhizarea autonomiei unor acțiuni prompte în cazul apariției unor stări limită. În legătură cu aceasta trebuie să facem noi pași în pregătirea personalului, să asigurăm realizarea unor condiții cît mai favorabile de selectare, testare, instruire și menținerea unei permanente stări de pregătire a personalului, în special prin exerciții de avarii repetate periodic, care să reflecte cît mai fidel situații ce pot apărea și să mențină un spirit de inițiativă și hotărîre în vederea luării măsurilor ce se impun. Aceste acțiuni trebuie extinse la toate nivelurile, de la conducere și pînă la personalul de exploatare din nodurile sistemului, în condițiile realizării unei discipline exemplare, instituite de asemenea la toate nivelurile.

O importanță la fel de mare o are și îmbunătățirea activității de întreținere și reparație, care are în primul rînd rolul și datoria de a reduce la minimum riscul de producere a avariilor, prin acțiuni de mentenanță bine organizate și conștiincios executate. Se impune în acest sens să se mărească considerabil preocuparea pentru abordarea de pe poziții științifice a acestei activități, în vederea optimizării acesteia, utilizîndu-se printre alte metode și modele de calcul statistico-probabilistice de care dispunem sau pe care va trebui să le elaborăm.

În privința muncii de cercetare și de concepție, trebuie ca preocupările noastre să fie îndreptate în special în următoarele direcții principale:

— realizarea unor instalații sigure în funcționare, ținînd seama de condițiile reale în care funcționează aceste instalații, condiții care să fie stabilite printr-o urmărire organizată a funcționării lor;

— realizarea și adoptarea permanentă a schemelor de funcționare a sistemului energetic și a instalațiilor de automatizare, ținînd seama de repartizarea teritorială a consumului și a surselor de energie, în condițiile unei funcționări cît mai economice a instalațiilor din sistemul energetic;

— intensificarea activității de prevenire a avariilor prin introducerea de măsuri corespunzătoare încă de la faza de concepție.

Constat cu satisfacție că multe dintre aceste aspecte la care m-am referit se bucură de atenția cuvenită în cadrul acestui simpozion. Înaltul nivel științific al referatelor, larga audiență a lucrărilor simpozionului și calificarea ridicată a participanților constituie o garanție că referatele prezentate și discuțiile care se vor purta vor oferi eficiente soluții pentru o mare parte din problemele actuale de siguranță ale sistemului energetic, arătate mai sus.

Pe această linie consider însă că era utilă o participare mai mare cu referate din partea întreprinderilor de rețele și centrale, chiar din partea unor consumatori. Dezbaterile din cadrul simpozionului vor putea însă să acopere parțial acest gol.

Desigur, în cadrul unei asemenea manifestări nu pot fi epuizate toate aceste probleme, dar consider necesar ca să fie dezbătute cu prioritate unele măsuri concrete și urgente de mărire a siguranței în alimentarea consumatorilor și în special măsurile deosebit de importante care au fost cuprinse în indicațiile date de conducerea de partid și de stat, personal de tovarășul Nicolae Ceaușescu, și care se referă la realizarea cît mai repede posibil a zonărilor sistemului și a insularizării platformelor industriale.

Este necesar să scoatem aici în evidență încă odată necesitatea unei colaborări strînse și continue între cei ce exploatează instalațiile furnizorului și cei care exploatează instalațiile consumatorului. De aceea consider că se impune o mult mai strînsă colaborare cu consumatorii începînd încă de la faza de concepție a instalațiilor, colaborare care trebuie să se finalizeze, așa cum am mai arătat, prin avizarea în comun cu Ministerul Energiei Electrice a soluțiilor pentru alimentarea și pentru distribuția energiei de pe marile platforme industriale, ca și a acelor caracteristici tehnice ale echipamentelor din procesele de producție ale consumatorilor care sînt influențate de caracteristica sau de calitatea energiei cu care sînt alimentate, precum și invers, echipamente la consumator care perturbează instalațiile furnizorului.

Dat fiind sarcinile ce ne-au fost trasate privind asigurarea alimentării unui număr cît mai mare de consumatori, și în special a platformelor industriale, chiar în cazul unor avarii extinse de sistem, se impune o foarte strînsă colaborare la acțiunea insularizării centralelor electrice de pe platforme, acțiune care este în curs.

Trebuie să fie clar că insularizarea este rezultatul unei acțiuni comune furnizor-consumator, și trebuie abordată numai de pe această poziție, atît pentru instalațiile existente cît și, așa cum am arătat, pentru cele noi.

În încheiere, vă rog să-mi dați voie încă odată să-mi exprim satisfacția că problemele atît de actuale ale siguranței sistemului energetic sînt puse în discuția unui atît de înalt for de specialiști, ceea ce constituie o garanție că se vor stabili cele mai eficiente măsuri.

Posibilități de calcul prin simulare numerică al efectelor golurilor de tensiune asupra consumatorilor industriali

prof. dr. ing. **A. Pocată**,
șef lucr. ing. **D. Ivas**,
șef lucr. ing. **Gh. V. Alexandrescu**,
asist. ing. **Mircea Ilinca***)

Dezvoltarea în ritm înalt a industriei în țara noastră și modernizarea continuă a proceselor tehnologice au determinat o creștere însemnată a exigenței față de calitatea energiei electrice livrate consumatorilor. În consecință, la proiectarea sistemelor de alimentare cu energie electrică se impune considerarea cît mai corectă a tuturor factorilor de calitate a energiei electrice. Unul dintre acești factori — golurile de tensiune — reprezintă variații de scurtă durată ale tensiunii, care practic nu pot fi înlăturate în funcționarea unui sistem electroenergetic.

Golurile de tensiune pot duce, sau nu, la deconectarea consumatorilor. Efectele golurilor de tensiune sînt determinate atît de caracteristicile acestora — durata și profunzimea —, cît și de sensibilitatea consumatorilor.

Golurile de tensiune datorite defectelor din rețeaua de alimentare, izolate de către protecția prin relee, au un caracter aleatoriu. Caracterul aleatoriu se referă la momentul apariției golurilor și la frecvența golurilor de o anumită durată și profunzime.

În cele ce urmează se folosesc notațiile: $\alpha = U_r/U_n$ — profunzimea golului de tensiune, U_r — tensiunea remanentă pe bara consumatorului la un defect în rețea, U_n — tensiunea nominală a consumatorului, t_g — durata golului.

Profunzimea α depinde de natura și locul defectului în rețea. Într-o rețea dată se pot delimita domenii în care defectele provoacă, la bornele unui anumit consumator, goluri de tensiune, ale căror profunzimi sînt cuprinse între limite date. Fiecărui domeniu îi corespund linii electrice de lungimi bine determinate. Lungimea totală a liniilor dintr-un domeniu determină frecvența medie a defectelor și deci a golurilor de profunzime dată. Această frecvență se poate evalua pe baza statisticilor de avarii ale elementelor sistemului de alimentare și servește la calculul funcției de repartiție a profunzimii golurilor.

Cunoscînd parametrii de reglaj ai protecției prin relee (timpi și impedanțe), se poate calcula și funcția de repartiție a duratei golurilor.

Influența golurilor de tensiune asupra receptoarelor a constituit obiectul unor studii [1], [2], [3], care prezintă diagrame sau algoritme de calcul ale sensibilității consumatorilor. Diagramele, trasate în coordonatele profunzime-durată, delimitează domeniul de valori al parametrilor α și t_g în care consumatorul este perturbat (întrerupt), de domeniul în care golurile de tensiune nu conduc la întreruperea alimentării. Diagramele de sensibilitate, fiind determinate și de starea procesului tehnologic (agregatele aflate în funcțiune la un moment dat), pot avea diferite forme în momentul apariției golului.

În lucrarea de față se propune un model de simulare a apariției golurilor de tensiune și de calcul al efectelor economice ale acestora asupra unui consumator dat. Fiecare gol de tensiune care duce la deconectarea consumatorului provoacă o daună egală cu dauna specifică de întrerupere, cunoscută din studiile de siguranță în funcționare.

Model de simulare numerică pentru calculul efectelor golurilor de tensiune

Modelul propus are la bază generarea unui spectru de goluri de tensiune în coordonatele durată — profunzime — frecvență (fig. 1). În acest scop se folosește o metodă de simulare

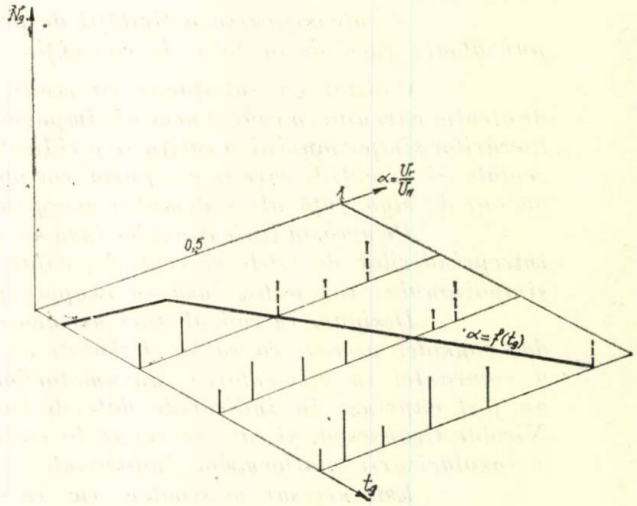


Fig. 1.

numerică Monte-Carlo, cu ajutorul unui generator de numere aleatorii, uniform distribuite într-un interval (a, b) [6].

Programul de calcul, întocmit după organigrama dată în figura 2, permite introducerea funcțiilor de repartiție ale profunzimii și duratei golurilor prin diagrame de forma celor din figurile 3*a* și 3*b*, declarate tabelar. Pentru diagramele de acest tip s-a prevăzut un număr de 20 de paliere.

Diagrama de sensibilitate a consumatorului poate fi declarată în program printr-o linie continuă sau în trepte, pentru oricîte stări ale procesului tehnologic. Pentru generarea stărilor procesului tehnologic s-a introdus variabila *s*, ale cărei valori se citesc, în funcție de șirul de

*) Autorii sînt cadre didactice la Institutul politehnic Iași.

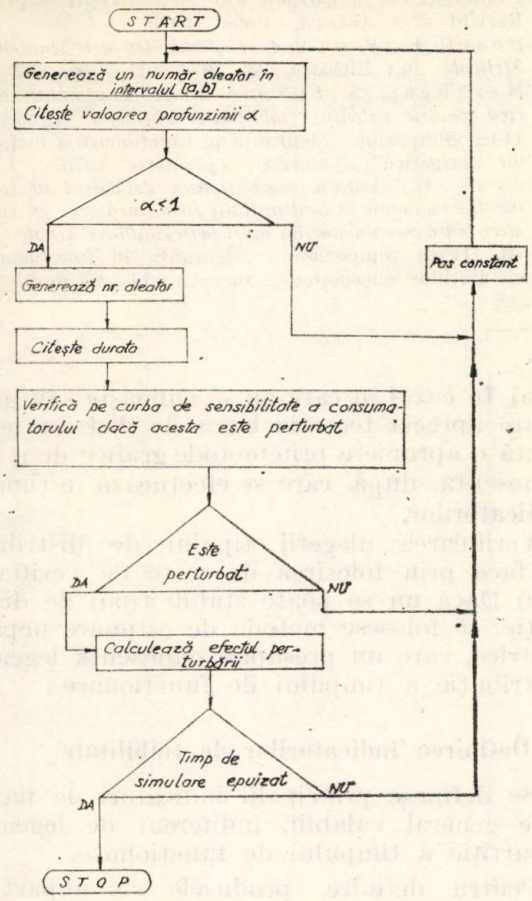


Fig. 2.

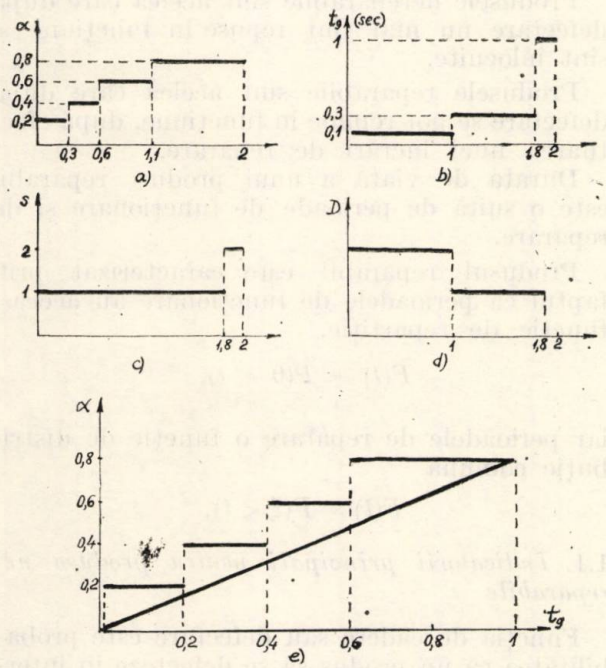


Fig. 3

numere aleatorii obținut, pe o diagramă avînd forma din figura 3 *c*.

După fiecare tragere se obțin valorile α, t_g și s. Folosind diagrama de sensibilitate (fig. 3 *e*) corespunzătoare valorii s, se verifică, în funcție de valorile α și t_g, dacă golul de tensiune provoacă întreruperea alimentării consumatorului. În caz afirmativ se citește în continuare dauna corespunzătoare pe diagrama de forma dată în figura 3 *d*. Pe măsură ce se efectuează tragerile, dauna pe întrerupere este contorizată.

La declararea în program a diagramei 3 *d*, se pot considera valori diferite ale daunelor, în funcție de starea procesului tehnologic.

În figura 1, golurile care produc întreruperi sînt reprezentate prin linii verticale continue, iar cele care nu afectează consumatorul, prin linii verticale întrerupte.

După efectuarea calculelor, programul afișează :

— numărul total al tragerilor,
— dauna totală,
— frecvența de apariție a golurilor de o anumită durată,
— frecvența de apariție a golurilor de o anumită profunzime,
— frecvența fiecărei stări a procesului tehnologic,
— numărul total de întreruperi.

Exemplul de calcul

S-au declarat în program valorile date în diagramele din figura 3 și s-au obținut, pentru 10 000 de tragere, corespunzătoare unui număr de defecte probabile în zona studiată, următoarele rezultate :

— dauna totală 615,5 ;

— frecvența golurilor în funcție de duratele corespunzătoare (fig. 3 *b*) :

t_g [s]	0,1	0,3	1
frecvența (%)	47,56	41,8	10,64

— frecvența golurilor în funcție de profunzimile corespunzătoare (fig. 3 *a*) :

α	0,2	0,4	0,6	0,8
frecvența (%)	11,43	16,12	24,9	47,58

— frecvența stărilor procesului tehnologic :

starea	1	2
frecvența (%)	89,58	10,42

— numărul total de întreruperi pentru fiecare stare :

starea	1	2
nr. întreruperi	748	144

Concluzii

Simularea numerică Monte-Carlo, aplicată frecvent în ultimul timp în tehnică [4], [5], [6], se poate utiliza cu ușurință pentru calculul efectelor golurilor de tensiune asupra consumatorilor.

Modelul propus exprimă posibilitatea de a simula atît apariția golurilor, cît și diverse stări posibile pentru procesul tehnologic.

Bibliografie

[1] Potlog, D. și col. *Recherches sur la détermination de l'influence des creux de tension sur le fonctionnement des moteurs électriques asynchrones.* A VII-a Conferință internațională de energetică industrială, Kiev, 1972.
[2] Voland, H. *Die Reaktion von Abnehmern auf Spannungsabweichungen in Elektroenergie-Versorgungssystemen.* În: Elektrie, 29, 1975, nr. 8, p. 418—420.
[3] Kloeppel, F. W. și Voland, H. *Möglichkeiten einer verbesserten Zuverlässigkeitsbeurteilung von Elektroenergieabnehmern durch Berücksichtigung ihre Reaktion auf transiente Spannungsänderungen.* Internationale Konferenz für industrielle Energiewirtschaft, Sektion 2, Bericht s2/9—Gdansk—Polen, 1975.
[4] Pösel, E. *Wesen und Möglichkeiten der Monte-Carlo Methode.* În: Elektrie, 28, 1974, nr. 7, p. 382—285.
[5] Herzberg, S. *Utilizarea metodei de simulare numerică pentru calculul fiabilității schemelor electrice.* Al II-lea Simpozion „Siguranța în funcționare a instalațiilor energetice", București, septembrie, 1973.
[6] Ivas, D. *Asupra posibilităților de calcul al indicatorului economic al continuității în alimentarea cu energie electrică a consumatorilor mari prin simulare Monte-Carlo.* Al III-lea Simpozion „Siguranța în funcționare a instalațiilor energetice", Suceava, 14—15 nov. 1975.

Metode de estimare a indicatorilor de fiabilitate

Ing. **G. Mangu***)

Indicatorii sau parametrii de fiabilitate sînt mărimile care caracterizează și permit aprecierea cantitativă a fiabilității unui produs. În prezent se desfășoară o activitate intensă de studii, cercetări și încercări pentru determinarea indicatorilor de fiabilitate.

În faza de proiectare a unui produs se impun o serie de indicatori, care se verifică prin calcul, conducînd la aprecierea previzională sau calculată a fiabilității produsului.

Pentru cunoașterea indicatorilor de fiabilitate operațională se efectuează încercări organizate special. Aceste încercări pot fi:

— de anduranță, în care produsul este supus un timp îndelungat unor solicitări normale de funcționare;

— accelerate, în care produsul este supus un timp redus unor solicitări mărite de funcționare.

Indicatorii obținuți în urma încercărilor au un caracter de probabilitate; de aceea problema care se pune este estimarea lor statistică pe baza rezultatelor încercărilor. În procesul de estimare se deosebesc următoarele situații, în funcție de natura și volumul încercărilor:

a) Se poate cunoaște aprioric legea de distribuție a timpului de funcționare, a momentelor de apariție a defecțiunilor, și în acest caz se pune problema estimării mărimilor caracteristice ale tipului de distribuție.

Astfel se consideră că în perioada normală de funcționare corespunzătoare duratei utile de viață, timpul de funcționare fără defecțiuni a produselor electronice urmează o lege exponențială.

Procesele de îmbătrînire a izolației urmează în general legea de distribuție Weibull, cele de uzură mecanică legea normală, iar cele de oboseală legea lognormală.

b) În cazul în care nu se cunoaște sau nu se poate aprecia teoretic legea de distribuție, se caută o apropiere prin metode grafice de o lege cunoscută, după care se efectuează estimarea indicatorilor.

Verificarea alegerii tipului de distribuție se face prin folosirea de teste de verificare.

c) Dacă nu se poate stabili tipul de distribuție, se folosesc metode de estimare neparametrice, care nu presupun cunoscută legea de distribuție a timpului de funcționare.

1. Definirea indicatorilor de fiabilitate

Se definesc principalii indicatori de fiabilitate general valabili, indiferent de legea de repartiție a timpului de funcționare.

Pentru definire, produsele se împart în nereparabile și reparabile.

Produsele nereparabile sînt acelea care după defectare nu mai sînt repuse în funcțiune și sînt înlocuite.

Produsele reparabile sînt acelea care după defectare se pot repune în funcțiune, după efectuarea unei lucrări de reparare.

Durata de viață a unui produs reparabil este o suită de perioade de funcționare și de reparare.

Produsul reparabil este caracterizat prin faptul că perioadele de funcționare au aceeași funcție de repartiție.

$$F(t) = P(0 < t),$$

iar perioadele de reparare o funcție de distribuție comună

$$F(t) = P(\xi < t).$$

1.1. *Indicatorii principali pentru produse nereparabile*

Funcția de cădere sau defectare este probabilitatea ca un produs să se defecteze în intervalul $0 - t$.

$$F(t) = P(T \leqslant t),$$

unde t este timpul de observare, iar T timpul de funcționare.

*) Ing. G. Mangu este inginer în cadrul Direcției tehnice din M.E.E.

Funcţia de fiabilitate este probabilitatea ca produsul să funcţioneze fără defecţiuni în intervalul $0 - t$.

$$R(t) = P(T \geqslant t) = 1 - F(t).$$

Frecvenţa defectărilor sau densitatea funcţiei defectărilor este limita raportului dintre probabilitatea de defectare în intervalul $t \div t + \Delta t$ şi Δt cînd acesta tinde spre zero.

$$f(t) = \lim_{\Delta t \to 0} \frac{P(t < T < t + \Delta t)}{\Delta t} = \frac{\mathrm{d}F(t)}{\mathrm{d}t} = -\frac{\mathrm{d}R(t)}{\mathrm{d}t}$$

Intensitatea de defectare a unui produs este limita raportului dintre probabilitatea de defectare în intervalul $t \div t + \Delta t$, condiţionată de buna funcţionare, pînă la timpul t şi intervalul Δt cînd acesta tinde spre zero.

$$Z(t) = \lim_{\Delta t \to 0} \frac{P(t < T < t + \Delta t / T > t)}{\Delta t} = \frac{f(t)}{R(t)}.$$

Intensitatea de defectare se exprimă în ore^{-1}.

Timpul mediu de funcţionare pînă la defectare este momentul de ordinul 1 al timpului de funcţionare

$$m = M(T) = \int_0^\infty t f(t)\mathrm{d}t \ \text{[ore]}.$$

Dispersia este momentul central de ordinul 2 al timpului de funcţionare.

$$D = \int_0^\infty (t - m)^2 f(t)\mathrm{d}t \ \text{[ore]}^2.$$

Abaterea medie pătratică este radicalul de ordinul 2 din dispersie

$$\sigma = \sqrt{D} \ \text{[ore]}.$$

Cuantila timpului de funcţionare t_f este timpul în care se defectează $F.N$ produse, unde N este numărul total de produse observate

$$P(T \leqslant t_f) = F.$$

În loc de ore, indicatorii, pot fi exprimaţi şi în alte mărimi, de exemplu în cicluri de funcţionare în cazul aparatelor de comutaţie (relee, întreruptoare).

1.2. *Indicatorii principali pentru produse reparabile*

Funcţia de repartiţie a timpului de reparare este probabilitatea ca produsul să fie reparat într-un interval de timp t. Exprimarea probabilistică este:

$$F_{rep}(t) = P(T_{rep} \leqslant t),$$

în care T_{rep} este durata de reparare.

Densitatea de probabilitate a timpului de reparare este limita raportului dintre probabilitatea ca durata de reparare să fie cuprinsă în intervalul $t \div t + \Delta t$ şi mărimea intervalului Δt cînd $\Delta t \to 0$

$$f(t) = \lim_{\Delta t \to 0} \frac{P(t < T_{rep} < t + \Delta t)}{\Delta t}$$

Media timpului de reparare este valoarea medie a timpului de reparare

$$m_{rep} = \int_0^\infty t f_{rep}(t)\mathrm{d}t$$

Numărul mediu de intrări în funcţiune, H_2, în intervalul $(0, t)$ este dat de relaţia:

$$H_2(t) = M(N_2),$$

în care N_2 este numărul de intrări în funcţiune în intervalul $0 - t$.

Numărul mediu de defectări H_1 în intervalul $(0 - t)$ este dat de relaţia:

$$H_1(t) = M(N_1),$$

unde N_1 este numărul defectărilor în intervalul $0 - t$.

Densitatea intrărilor în funcţiune este limita raportului dintre probabilitatea uneia sau mai multor intrări în funcţiune în intervalul $(t \div t + \Delta t)$ şi mărimea intervalului Δt cînd $\Delta t \to 0$.

$$h_2(t) = \lim_{\Delta t \to 0} \frac{P(t, t + \Delta t)}{\Delta t} = \frac{\mathrm{d}H_2(t)}{\mathrm{d}t}$$

Densitatea defectărilor este limita raportului dintre probabilitatea uneia sau mai multor defectări în intervalul $(t \div t + \Delta t)$ şi mărimea intervalului Δt cînd $\Delta t \to 0$.

$$h_1(t) = \lim_{\Delta t \to 0} \frac{P(t, t + \Delta t)}{\Delta t} = \frac{\mathrm{d}H_1(t)}{\mathrm{d}t}$$

Disponibilitatea este probabilitatea ca produsul să fie în stare de funcționare la momentul t.

$$A(t) = R(t) - [1 - R(t)]\, M_e,$$

unde M_e este mentenabilitatea produsului.

Coeficientul de disponibilitate este raportul dintre media timpului de funcționare și valoarea medie a unui ciclu funcționare — reparare.

$$A = \frac{m}{m + m_{rep}}$$

Intensitatea de reparare este densitatea de reparare condiționată de faptul că produsul nu a fost reparat pînă la timpul t și se exprimă prin relația :

$$\mu(t) = \lim \frac{P(t < T_r < t + \Delta t / T_r > t)}{\Delta t} = \frac{f_r(t)}{1 - F_r(t)}$$

Timpul mediu de funcționare între două defectări este momentul de ordinul 1 al timpului de funcționare.

$$m = M(T) = \int_0^\infty t f(t)\, dt \ [\text{ore}].$$

2. Estimarea neparametrică

2.1. *Produse nereparabile*

Considerînd indicatorii definiți la punctul 1.1, avem :

— Funcția de defectare.

Se deosebesc două cazuri :

a) $\hat{F}(t) = \frac{r}{N}$, dacă ultima defectare nu coincide cu sfîrșitul intervalului de observare ($t_r \neq t$), în care r este numărul defectărilor în timpul t, iar N volumul eșantionului sau numărului de produse în funcțiune la timpul $t=0$.

b) $\hat{F}(t) = \frac{r}{N+1}$, dacă ultima defectare coincide cu sfîrșitul intervalului de observare ($t_r = t$).

— Funcția de fiabilitate

a) $R(t) = \frac{N-r}{N}$ $(t_r \neq t)$

b) $\hat{R}(t) = \frac{N-r+1}{N+1}$ $(t_r = t)$

— Frecvența defectărilor

$$\hat{f}(t) = \frac{N(t) - N(t + \Delta t)}{\Delta t \cdot N},$$

unde $N(t)$ este numărul de produse în funcțiune la momentul t.

— Intensitatea de defectare

$$\hat{Z}(t) = \frac{N(t) - N(t + \Delta t)}{N(t)\Delta t}$$

— Timpul mediu de funcționare

$$\hat{m} = \frac{T_\Sigma}{r} = \frac{\Sigma t_i + (N - r)t}{r} \quad (r \neq N)$$

$$\hat{m} = \frac{1}{N} \Sigma t_i \quad (r = N)$$

— Dispersia

$$\hat{D} = \frac{\Sigma (t_i - \hat{m})^2}{r - 1} \quad (r \neq N)$$

$$\hat{D} = \frac{\Sigma (t_i - \hat{m})^2}{N - 1} \quad (r = N)$$

— Abaterea medie pătratică

$$\hat{\sigma} = \sqrt{\hat{D}}$$

2.2. *Produse reparabile*

— Funcția de reparare

$$\hat{F}_{rep} = \frac{r'}{q},$$

în care r' este numărul de misiuni în care produsul s-a defectat, iar q — numărul de misiuni de durata t inițiate asupra produsului.

— Densitatea de probabilitate a timpului de reparare

$$\hat{f}_{rep}(t) = \frac{p_r(t + \Delta t) - p_r(t)}{N \cdot \Delta t}$$

unde p_r reprezintă produsele reparate.

— Intensitatea de reparare

$$\hat{\mu}(t) = \frac{p_r(t + \Delta t) - p_r(t)}{N_r(t)\, \Delta t}$$

în care $N_r(t)$ sînt produsele defectate la $t = 0$ care nu au fost reparate pînă la timpul t.

— Media timpului de reparare

$$\hat{m}_{rep} = \frac{1}{N} \Sigma t_r .$$

unde t_r este timpul de reparare.

— Numărul mediu de misiuni în intervalul $(0, t)$;

$$\hat{H}_2(t) = \frac{N_2 t}{t}$$

— Numărul mediu de defectări în intervalul $(0, t)$:

$$\hat{H}_1(t) = \frac{N_1(t)}{t} .$$

— Densitatea intrărilor în funcţiune (misiunilor):

$$\hat{h}_2(t) = \frac{N_2(t + \Delta t) - N_2(t)}{\Delta t}$$

— Densitatea defectărilor

$$\hat{h}_1(t) = \frac{N_1(t + \Delta t) - N_1(t)}{\Delta t}$$

— Coeficientul de disponibilitate

$$\hat{A} = \frac{\hat{m}}{\hat{m} + \hat{m}_{rep}}$$

— Timpul mediu de funcţionare între două defectări

$\hat{m} = \frac{T_\Sigma}{r}$ pentru cazul în care $r \neq N$

$\hat{m} = \frac{1}{N} \Sigma t_i$ pentru cazul în care $r = N$

3. Metode de estimare punctuală

Se consideră funcţia de distribuţie $F(x, \theta)$ a unei variabile aleatorii ξ, în care θ este parametru necunoscut, iar $x_1, x_2, \ldots, x_n$ valori realizate ale acestei variabile.

Funcţia $\varphi(x_1, x_2, \ldots, x_n)$ se numeşte funcţie de estimaţie sau estimator şi reprezintă o variabilă aleatorie care ia valori particulare, numite estimaţii.

Problema care se pune constă în găsirea unei estimaţii care să reprezinte cît mai exact indicatorul căutat al eşantionului.

Pentru aceasta estimaţia trebuie să aibă următoarele proprietăţi:

a) Să fie *corectă* sau absolut *corectă*

Dacă avem satisfăcute condiţiile

$$M(\hat{\theta}) \to \theta \text{ şi } D(\hat{\theta}) \to 0 \text{ pentru } n \to \infty,$$

se spune că $\hat{\theta}$ este o estimaţie corectă pentru θ.

Dacă avem satisfăcute condiţiile

$$M(\hat{\theta}) = \theta \text{ şi } D(\hat{\theta}) \to 0 \text{ pentru } n \to \infty,$$

se spune că $\hat{\theta}$ este o estimaţie absolut corectă pentru θ.

Diferenţa $M(\hat{\theta}) - \theta$ se numeşte distorsiunea estimaţiei $\hat{\theta}$, care în cazul estimării corecte este un infinit mic, iar în cazul estimării absolut corecte este nulă.

Media de selecţie sau experimentală estimează absolut corect media teoretică

$$\hat{m} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} x_i$$

Deoarece $M(x_i) = m$

$$M(\hat{m}) = \frac{n \cdot m}{n} = n$$

Dispersia empirică nu estimează absolut corect dispersia teoretică.

Pentru a estima absolut corect dispersia D, se consideră expresia corectată pentru dispersia de selecţie

$$\bar{D} = \frac{n}{n-1} \hat{D} = \frac{1}{n-1} \Sigma (x_i - \hat{m})^2$$

În acest caz

$$M(\bar{D}) = \frac{n}{n-1} M(\hat{D}) = \frac{n}{n-1} \frac{n-1}{n} D = D.$$

b) Să fie *consistentă*, adică, pentru un număr mare de valori să tindă în probabilitate spre valoarea parametrului

$$\lim P(|\varphi - \theta| > \varepsilon) \to 0 \qquad n \to \infty$$

c) Să fie *eficientă*, adică să prezinte dispersia minimă dintr-un volum de date.

d) *Suficientă*. Un estimator φ este suficient dacă funcţia de densitate condiţionată

$\varphi(x_1, x_2, \ldots, x_n/\theta)$ nu depinde de ξ.

e) *Invariantă*. Un estimator φ este invariant dacă $\varphi(x_i) = \varphi(\xi)$. Dacă φ este un estimator pentru $D(\xi)$ şi φ invariant, $\sqrt{\varphi}$ este un estimator pentru $\sigma\xi$.

3.1. *Metoda de estimare prin momente*

Dacă numerele $x_1, x_2, \ldots, x_n$ reprezintă un set de date, un estimator corect pentru momentul de ordinul k este

$$\hat{m}_k = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} x_i^k$$

Într-adevăr

$$M(\hat{m}_k) = \frac{1}{n} M \sum_{i=1}^{n} \lambda_i^k = M(x^x)$$

Metoda momentelor constă în compararea momentelor empirice (m_k) cu momentele distribuției teoretice luată ca ipoteză (μ_k)

$$\mu_k = \int_0^\infty x^k f(x)\, dx.$$

În cazul distribuției exponențiale, momentul teoretic de ordinul 1 este

$$\mu_1 = \int_0^\infty x\lambda\, e^{-\lambda x}\, dx = \frac{1}{\lambda}.$$

Egalînd pe μ_1 cu m_1, avem:

$$\hat{m}_1 = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} x_i = \frac{1}{\lambda}$$

$$\hat{\lambda} = \frac{n}{\Sigma x_i}$$

În cazul distribuției normale avem:

$$\mu_1 = m = \hat{m}_1 = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} x_i$$

$$\mu_2 = \sigma^2 + m^2 = \hat{m}_2 = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} x_i^2$$

$$\hat{m} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} x_i \quad \hat{\sigma}^2 = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} x_i^2 - \hat{m}^2$$

3.2. *Metoda verosimilității maxime*

Considerînd variabilele aleatorii independente $X_1, X_2, \ldots, X_n$ și valorile particulare $x_1, x_2, \ldots, x_n$, se pot scrie n funcții de densitate care reprezintă probabilitatea $X_n = x_n$.

$$f(x_n, \theta)\, dx = P(X_n = x_n),$$

unde θ este parametrul necunoscut.

Întrucît variabilele sînt independente, funcția de densitate generală se poate scrie ca produsul funcțiilor particulare:

$$L(x_1, x_2, \ldots, x_n, \theta) = f(x_1, \theta) \cdot f(x_2, \theta) \ldots f(x_n, \theta) =$$

$$= \prod_{i=1}^{n} f(x_i \theta)$$

Funcția de mai sus se numește de verosimilitate.

Metoda constă în faptul că se adoptă pentru θ valoarea care conduce la maximul funcției L.

În general este mai ușor de lucrat cu $\ln L$, care are același maxim ca L.

Valoarea pentru θ se obține din expresia

$$\frac{\partial \ln L}{\partial \theta} = 0$$

Estimatorii deduși prin metoda verosimilității maxime au proprietățile de suficiență, eficiență și invarianță.

În cazul distribuției exponențiale, parametrul λ se estimează plecînd de la expresia funcției:

$$\ln L(x_1, x_2, \ldots, x_n, \lambda) =$$

$$= \ln \left[\lambda^n \exp\left(-\lambda \sum_{i=1}^{n} x_i \right) \right] = n \ln \lambda - \lambda \sum_{i=1}^{n} x_i.$$

Derivînd în raport cu λ, avem:

$$\frac{\partial \ln L}{\partial \lambda} = \frac{n}{\lambda} - \sum_{i=1}^{n} x_i = 0.$$

De unde se află valoarea pentru λ

$$\hat{\lambda} = \frac{n}{\sum_{i=1}^{n} x_i}$$

Se observă că s-a obținut aceeași valoare ca în metoda momentelor, dar acest fapt este valabil numai în cazul distribuțiilor cu intensitatea defectărilor constantă.

Relațiile de estimare a parametrului λ depind de felul încercărilor efectuate asupra unui lot de n produse în vederea determinării indicatorilor de fiabilitate (trunchiate, cenzurate, cu sau fără înlocuire).

4. Metoda de estimare prin intervale de încredere

În cazul unui eșantion mic sau al unui număr redus de evenimente (defecțiuni), estimarea indicatorilor de fiabilitate se face prin intervale de încredere.

În acest scop, în loc de funcția $f(x_1, x_2, \ldots, x)$ se stabilesc două funcții φ_1 și φ_2 care acoperă un interval $\varphi_2 - \varphi_1$ numit de încredere, cu o probabilitate $1 - \alpha$ numită nivel de încredere, α fiind nivelul de semnificație ($\alpha = 0{,}1$; $0{,}05$; $0{,}01$).

Dacă θ este parametrul căutat, se determină o valoare limită superioară $\bar{\theta}$ și o valoare-limită inferioară $\underline{\theta}$, în așa fel încît probabilitatea

ca θ să fie cuprins în intervalul $\underline{\theta} \div \overline{\theta}$ să fie mai mare decît $1 - \alpha$.

$$P[\underline{\theta}(x) < \theta < \overline{\theta}(x)] \geqslant 1 - \alpha.$$

Intervalul de încredere stabilit astfel se numește bilateral.

Dacă se fixează numai una din cele două valori limită, intervalul de încredere se numește unilateral.

Una dintre metodele de estimare prin intervale de încredere a parametrului distribuției exponențiale se bazează pe faptul că rapoartele de forma $\hat{m}/m$ au o distribuție x^2 și permit calculul unor limite pentru timpul mediu m.

Pentru determinarea intervalului de încredere se poate folosi și graficul din figura 1, în care se redau limitele superioare și inferioare, în

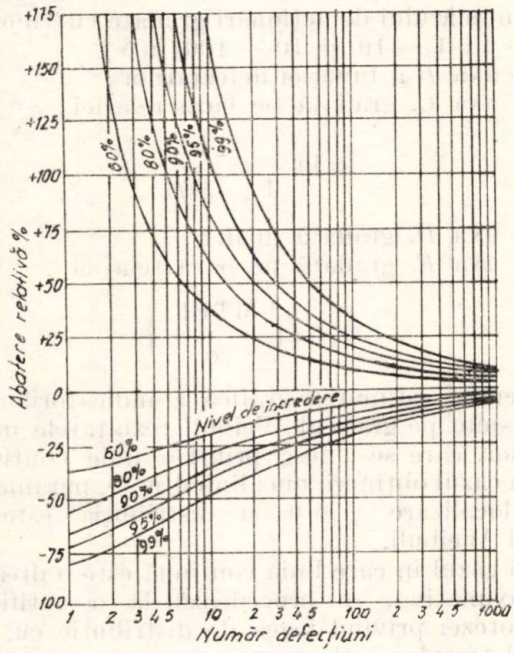


Fig. 1.

procente, față de estimația punctuală în funcție de numărul de defectări și nivelul de încredere adoptat.

5. Metode grafice de estimare

În cazul în care nu se cunoaște legea de distribuție a evenimentelor urmărite și nu se face o ipoteză asupra ei, se construiește histograma pentru unul din indicatorii : $F(t)$ — funcția de cădere, $R(t)$ — funcția de fiabilitate, $f(t)$ — densitatea funcției de defectare sau $Z(t)$ — intensitatea de defectare.

După forma acestor histograme, se poate face apropierea de o lege de distribuție teoretică.

Pentru construirea histogramelor se pot folosi două metode, după cum intervalele de timp Δt din formulele pentru $t(f)$ și $Z(t)$ se iau egale cu timpii între două defectări succesive, sau se iau egale între ele, notîndu-se numărul de defectări în fiecare interval.

În primul caz se consideră suita statistică sub forma :

Nr. defectări	1	2	3	N
Timpul de defectare	t_1	t_2	t_3	t_N

unde N este numărul de produse observate.

În acest caz, defectarea apare la sfîrșitul intervalului.

În cazul al doilea, timpul de observare se împarte în mai multe intervale egale.

Dacă N produse se defectează într-un timp de ordinul 10^3 ore, timpul de observare se împarte în x intervale a 10^3 ore și se notează numărul de produse defectate în fiecare interval.

În acest caz, suita statistică va fi :

Interval de timp (Δt)	10^3	$2 \cdot 10^3$	$3 \cdot 10^3$	$x \cdot 10^3$
Nr. defectări	n_1	n_2	n_3	n_x

$$n_1 + n_2 + n_3 + \ldots + n_x = N$$

Numărul optim de intervale este dat de formula empirică :

$$x = 1 + 3{,}3 \log \cdot N.$$

Un alt procedeu grafic pentru verificarea unor ipoteze privind distribuțiile teoretice constă în folosirea diagramelor probabilistice.

Acestea sînt astfel concepute încît dacă distribuția empirică corespunde cu cea teoretică punctele obținute se înscriu pe o dreaptă.

Pentru aceasta, pe abscise se folosește o scală neliniară pentru timp, iar pe ordonată o scală neliniară pentru funcția de distribuție.

În cazul distribuției exponențiale

$$R(t) = \exp(-\lambda t)$$

$$\frac{1}{1 - F(t)} = \exp(\lambda t)$$

$$\ln = \frac{1}{1 - F(t)} = \lambda t$$

Deci dacă pe abscisă avem timpul și pe ordonată variabila $\dfrac{1}{1 - F(t)}$, pe diagrama probabilistică vom obține o dreaptă cu panta λ.

Întrucît funcția $F(t)$ nu este cunoscută, se folosește media ei :

$$M = \sum_{i=1}^{r} \frac{i}{N+1},$$

în care

i este intervalul de timp ;
r — numărul de produse defectate ;
N — numărul inițial de produse.

În acest caz formula de mai sus devine :

$$\ln \frac{N+1}{N+1-\Sigma i} = \lambda t$$

Graficul se construieşte ducînd pe abscisă timpul t în ore şi pe ordonată $\hat{F}(t_i) = \frac{i}{N+1}$.

Pentru $t = 1/\lambda$ se obţine

$$\frac{1}{1 - F(t)} = e \quad F(t) = 1 - \frac{1}{e} = 0{,}632.$$

În cazul distribuţiei normale se consideră forma Laplace

$$\mathcal{F}(t, m, \sigma) = \Phi\left(\frac{t - m}{\sigma}\right)$$

Forma transformată va fi :

$$p' = \varphi\,[F(t, m, \sigma)] = \Phi^{-1}\left[\Phi\left(\frac{t - m}{\sigma}\right)\right] = \frac{t - m}{\sigma}.$$

Panta dreptei va fi $1/\sigma$, iar termenul liber m/σ.

În diagrama normală, pe axa absciselor se va trece timpul, iar pe ordonată valorile :

$$\mathcal{F}_i = \frac{i}{n+1}$$

Media va fi determinată de intersecţia acestei drepte cu orizontala $F(x) = 0{,}5$, iar abaterea tip σ de semidiferenţa absciselor de intersecţie a dreptei cu orizontalele $F(x) = 84\,\%$ şi $F(x) = 16\,\%$.

În cazul repartiţiei Weibull, principiul liniarizării se bazează pe dubla logaritmare a funcţiei de fiabilitate :

$$R(t) = \exp\left[-\left(\frac{t - \gamma}{\eta}\right)^{\beta}\right]$$

$$\ln\ln\frac{1}{1 - F(t)} = \beta\ln(t - \gamma) - \beta\ln\eta$$

Comparînd cu ecuaţia dreptei $p' = kt' + b$, avem :

$$K = \beta \quad b = -\beta\ln\eta$$

În cazul aparatelor de comutaţie (relee, întreruptoare) se urmăreşte numărul de acţionări la care apare defectarea. În acest caz, legea Weibull are forma

$$R(N) = \exp\left[-\left(\frac{N - \gamma}{\eta}\right)^{\beta}\right],$$

unde

N este numărul de comutaţii ;

γ — parametru de poziţie sau localizare şi reprezintă timpul sau numărul de acţionări pînă la care nu se produc defectări ;

η — parametru de scară.

Dacă $N = \eta$, se obţine

$$\ln\ln\frac{1}{1 - F(N)} = 0$$

$$F(N) = 1 - \frac{1}{e} = 0{,}632.$$

Deci η corespunde la o proporţie de defectări de 63,2 %, β este parametrul de formă şi reprezintă panta curbei de repartiţie.

Graficul Weibull (fig. 2) comportă următoarele axe :

— axele A şi A' ale duratei de funcţionare sau numărului de acţionări gradate cu 3 module (0 — 1 ; 1 — 10 şi 10 — 100) $t(N)$.

— axa B a funcţiei defectărilor ;

— axa C, gradată pe baza relaţiei :

$$\ln\ln\frac{1}{1 - F(t)}$$

— axa D, gradată în $\ln t$

— axa E, gradată pe baza relaţiei :

$$\beta = f\left(\frac{\text{MTBF}}{\eta}\right)$$

Pentru estimarea grafică a indicatorilor, se transpun pe graficul Weibull rezultatele încercărilor, care se unesc printr-o linie continuă.

În cazul obţinerii unei linii drepte, parametrul de localizare $\gamma = 0$, şi distribuţia este de tipul Weibull.

În cazul în care linia continuă este o dreaptă aproximativă, se procedează la o verificare a ipotezei privind legea de distribuţie cu ajutorul testului Kolmogorov-Smirnov.

În cazul în care se obţine o curbă, $\gamma \neq 0$. Se efectuează o mişcare de translaţie în sensul convexităţii curbei, cu o valoare constantă, pînă ce curba devine o dreaptă. Valoarea pentru care s-a obţinut dreapta D_1 (fig. 2)

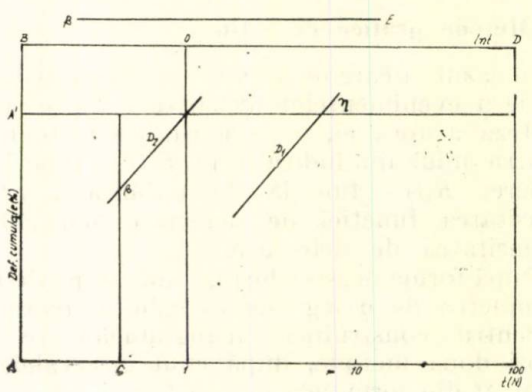


Fig. 2.

reprezintă parametrul de localizare γ. Acesta are valori pozitive în cazul deplasării spre t descrescător și valori negative în cazul deplasării spre t crescător.

Intersecția dreptei D_1 cu axa A dă parametrul de scară η, iar intersecția dreptei D_2 paralelă cu D_1 prin punctul $\eta = 1$, cu axa C dă parametrul de formă β. Avînd pe β, se poate calcula MTBF după axa E, care dă raportul MTBF/η funcție de β.

Dintre metodele de estimare arătate, cele mai folosite sînt în primul rînd metodele grafice și în al doilea rînd o aplicare a metodei verosimilității maxime în cazul distribuției exponențiale, în funcție de planurile de încercări (trunchiat, cenzurat, cu sau fără înlocuire).

Încercările efectuate pînă în prezent la IPA au dus la o verificare a legii exponențiale pentru componentele electronice.

Încercările de anduranță electrică și mecanică asupra unor relee, contactoare și întreruptoare efectuate la Electroaparataj au dus la verificarea legii Weibull prin metode grafice, cu o tendință spre legea normală.

Încercările de fiabilitate și metodele de estimare a indicatorilor de fiabilitate se află într-o fază de început. Extinderea lor la alți furnizori de echipamente și la alte categorii de echipamente și materiale electroenergetice va conduce la verificarea unor noi indicatori și a unor legi de distribuție din ce în ce mai complexe, dar în acest fel mai aproape de realitate.

Bibliografie

[1] Gnedenko, B., Beliaev, I. și Soloviev, A. *Metode matematice în teoria fiabilității*, 1972.

[2] * * * *Fiabilitatea produselor industriale. Indicatori de fiabilitate.* STAS 10307—75.

[3] Bazovski, I. *Fiabilité. Théorie et pratique de la sureté de fonctionnement*, 1966.

[4] Shooman, M. *Probabilistic reliability—an engineering approach.*

[5] Schwob, M. și Peyrache. *Traité de fiabilité*, 1969.

[6] Mihăilă, N. *Introducere în teoria probabilităților și statistică matematică.* București, 1965.

Perfecționarea metodelor fiabilistice de analiză a conductelor de înaltă temperatură care lucrează în condiții de fluaj

ing. **L. Lupescu**
și ing. **Liana Turcu***)

Progresul realizat în domeniul construcțiilor de mașini, creșterea continuă a parametrilor blocurilor energetice fac din ce în ce mai importantă prevenirea avariilor, impunînd folosirea de materiale cu proprietăți ridicate de rezistență și de deformare la solicitările termice care apar în timpul exploatării.

La temperaturile înalte utilizate în centralele electrice, 450—650°C, fenomenul de fluaj manifestîndu-se cu predilecție, dimensionarea conductelor va trebui să se facă nu numai pentru materialul considerat perfect elastic, ci va trebui să se facă o verificare și pentru starea plastică.

Elementul cel mai important în evoluția metodelor de calcul al structurilor și implicit al rețelelor de conducte îl constituie filozofia conceptului de siguranță.

Privite din acest punct de vedere, primele metode de calcul utilizate — a solicitărilor de calcul și a rezistențelor admisibile — sînt metode deterministe, parametrii care intervin în calcul fiind considerați ca valori certe.

Noile metode de calcul consideră că duratele de viață sînt mărimi aleatorii, ceea ce impune utilizarea statisticii matematice și a calculului probabilităților în determinarea duratei de funcționare sigură a conductelor.

*) L. Lupescu este inginer la ISPE; ing. Liana Turcu este cercetător științific la ICEMENERG.

Calculul probabilității de cedare

Se consideră o colectivitate statistică de elemente de conductă în care x reprezintă o variabilă care măsoară valoarea solicitării S, iar R reprezintă valoarea pe care o ia x în momentul cedării, ceea ce conduce la definirea condiției pentru care nu se produce ruperea

$$S < R \tag{1}$$

Deoarece valorile S și R sînt aleatorii, se pot defini funcțiile de distribuție F_S și F_R astfel:

$$F_S(x) = P(S < x) \tag{2}$$

$$F_R(x) = P(R < x) \tag{3}$$

și în consecință:

$$P(S \geqslant x) = 1 - F_S(x) \tag{4}$$

Funcțiilor de distribuție le corespund funcțiile de densitate de probabilitate:

$$f_S = \dot{F}_S(x) \tag{5}$$

$$f_R = \dot{F}_R(x) \tag{6}$$

Dacă funcțiile de distribuție sînt independente, probabilitatea de cedare a conductei este dată de relația:

$$P_c = P(S > R) = \int_0^\infty F_R(x) \cdot f_x(x) \mathrm{d}x = \tag{7}$$

$$= \int_0^\infty (1 - F_S(x)) F_R(x) \, \mathrm{d}x$$

Din tipurile de repartiţii mai des întîlnite, distribuţiile extremelor maxime se pot folosi pentru exprimarea solicitărilor, iar distribuţiile extremelor minime pentru exprimarea rezistenţelor.

Distribuţiile normale şi lognormale se pot folosi atît pentru exprimarea solicitărilor, cît şi a rezistenţelor.

În figurile 1 şi 2 sînt reprezentate într-un sistem de axe de coordonate normale funcţiille de distribuţie a solicitărilor de tip normal, extreme de tip I, extreme de tip II şi lognormal

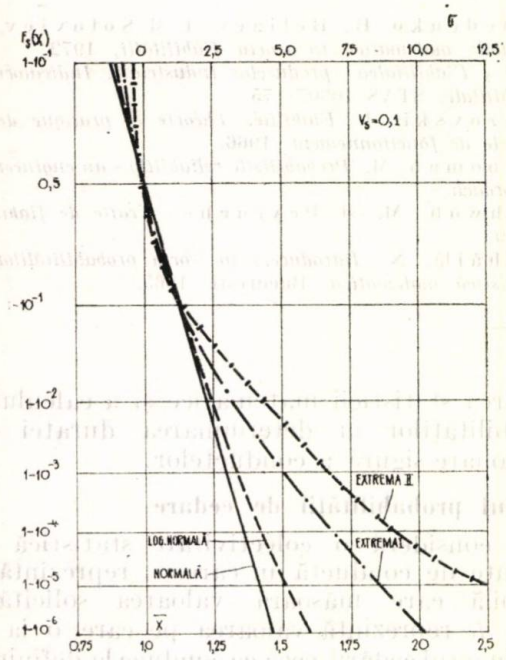


Fig. 1. Funcţii de distribuţie a solicitărilor.

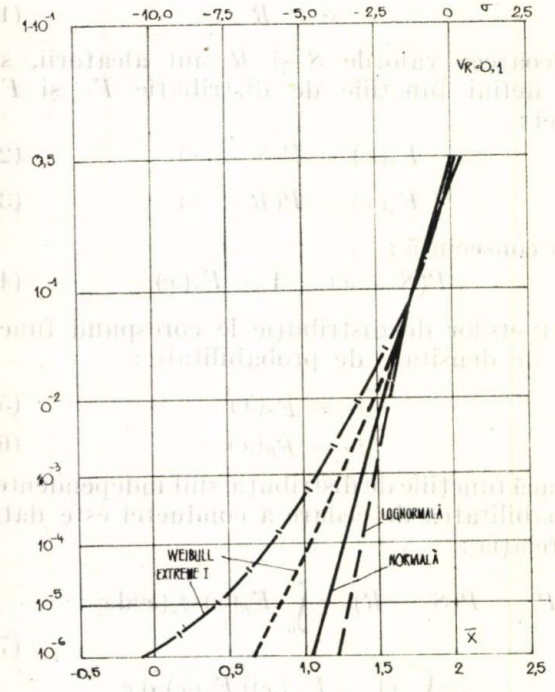


Fig. 2. Funcţii de distribuţie a rezistenţelor.

şi funcţiile de distribuţie a rezistenţelor de tip normal, extreme de tip I, extreme de tip III şi lognormal, pentru un coeficient de variaţie de 0,1, luîndu-se ca valori medii pentru distribuţiile solicitărilor valoarea 1, iar pentru distribuţiile rezistenţelor valoarea 2.

Relaţiile dintre coeficienţii de siguranţă şi probabilităţile de cedare

Se numeşte coeficient de siguranţă central, C_{SC}, raportul dintre valorile medii ale lui $F_R(x)$ şi $F_S(x)$.

Se numeşte coeficient de siguranţă caracteristic, C_{SK}, raportul dintre cuantila inferioară de 5% a lui $F_R(x)$ şi cuantila superioară de 5% a lui $F_S(x)$.

Cuantila de 5% se estimează adesea din valoarea medie estimată $\bar{x}$ şi din abaterea standard σ_x a distribuţiei statistice a proprietăţilor mecanice admiţînd o distribuţie normală, astfel că :

$$x_{0,05} = \bar{x} - 1{,}645\ \sigma_x = \bar{x}(1 - 1{,}645\ V_x), \quad (8)$$

unde V_x este coeficientul de variaţie.

Cu ajutorul relaţiei (7) este posibilă corelarea coeficienţilor de siguranţă cu probabilităţile de cedare.

Această relaţie depinde de tipurile şi de coeficienţii de variaţie a distribuţiilor rezistenţelor şi, respectiv, solicitărilor.

Trebuie menţionat faptul că relaţia dintre probabilitatea de cedare şi coeficienţii de siguranţă se poate obţine foarte uşor dacă ambele distribuţii ale rezistenţei şi ale solicitării sînt normale.

În figura 3 este arătat modul determinării grafice a probabilităţii de cedare pentru două distribuţii normale.

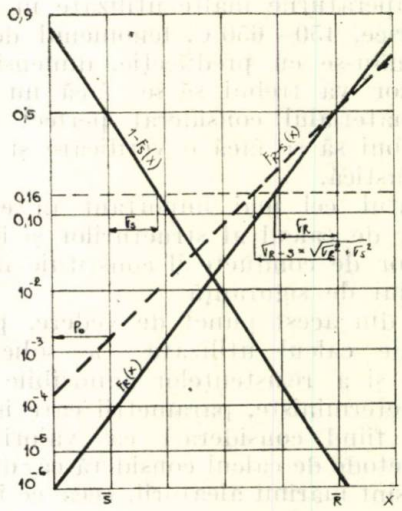


Fig. 3. Determinarea probabilităţii de cedare pentru distribuţii normale ale solicitării şi rezistenţei.

Influenţele asupra coeficientului de siguranţă se pot clasifica astfel :

a) Influenţe provenite din solicitări :

— abateri ale solicitărilor de la valorile caracteristice ;

— devieri datorită impreciziei teoriilor referitoare la determinarea solicitărilor ;

— variaţii datorită combinării diferitelor tipuri de solicitări.

b) Influenţe provenite din comportarea structurii :

— abateri ale rezistenţelor de la valorile caracteristice ;

— devieri datorită impreciziei teoriei referitoare la comportarea structurilor ;

— modificări datorită variaţiilor dimensionale ;

— devieri datorită unei execuţii imperfecte ;

— variaţii datorită coroziunii sau altor deteriorări care afectează dimensiunile şi proprietăţile mecanice.

Creşterea sau scăderea coeficienţilor de siguranţă din cauza variaţiilor acestor influenţe nu se poate exprima prin înmulţirea mai multor coeficienţi de siguranţă parţiali, fiind însă posibilă indicarea unor valori de bază ale coeficienţilor de siguranţă şi coeficienţi de corecţie care se vor aplica la valorile de bază.

Trebuie menţionat faptul că împrăştierea rezistenţelor influenţează mai mult decît împrăştierea solicitărilor asupra valorii coeficientului de siguranţă.

Este necesar să se definească diferitele mărimi care intră în calcul cu o precizie suficientă, deoarece informaţiile insuficiente despre solicitări sau rezistenţe conduc la mărirea coeficientului de variaţie a distribuţiei respective şi la erori destul de importante în definirea cuantilelor, ceea ce poate duce la determinarea unei durate de funcţionare incorecte (prea mare, care conduce la posibile avarii, sau prea mică, care conduce la o înlocuire mult prea rapidă, ceea ce este neeconomic).

Determinarea siguranţei în funcţionare a unei conducte

În majoritatea cazurilor trebuie efectuat calculul probabilităţii de cedare pentru mai multe solicitări simultane (datorită presiunii interioare, dilatărilor împiedicate, greutăţii conductelor, şocurilor dinamice etc.).

În acest caz nu este suficient să se considere numai valorile maxime ale fiecărei solicitări, ci trebuie să se analizeze variaţia solicitărilor în timp, problema devenind de o complexitate greu de rezolvat fără efectuarea de simplificări în procesele stocastice care definesc variaţia în timp a fiecărei solicitări.

Trebuie avut în vedere faptul că şi rezistenţa este necesar să fie exprimată prin mai multe variabile.

Definirea siguranţei conductelor în cazul combinaţiilor de solicitări are o mare importanţă practică, deoarece factorii de supraîncărcare (coeficienţii de siguranţă de calcul) adoptaţi pînă în prezent sînt bazaţi în exclusivitate pe intuiţie.

În studiul siguranţei conductelor trebuie să se ia în considerare următoarele aspecte principale :

— definirea statistică a diferitelor solicitări cu includerea variaţiei lor în timp, în spaţiu şi de la o conductă la alta ;

— definirea statistică a rezistenţei exprimate prin mai multe variabile ;

— calculul probabilităţii de cedare.

Reguli practice pentru proiectarea unor conducte ţinînd seama de analiza fiabilistică se pot obţine numai printr-o simplificare radicală a problemei.

În unele cazuri este convenabil să se definească solicitările prin valori medii ale distribuţiei statistice, iar în alte cazuri prin valorile lor caracteristice (cuantilele 0,95).

Metoda semiprobabilistică de determinare a apariţiei avariilor

Riscul pe care-l prezintă ruperea unui element de conductă prin fluaj reprezintă criteriul de bază pentru stabilirea tensiunilor admisibile, tensiuni care trebuie limitate datorită nesiguranţei în prevederea comportării materialelor pe durate lungi de funcţionare.

Răspunsul materialelor la funcţionarea în timp se caracterizează printr-o dispersie pronunţată, inerentă fenomenului de degradare la un moment dat.

Pentru estimarea apariţiei primelor avarii se consideră că rezistenţa la rupere variază liniar în coordonate dublu logaritmice cu timpul de funcţionare.

Se construieşte dreapta rezistenţelor minime (conform experienţei, valoarea minimă a rezistenţei este cu 20% mai mică decît valoarea medie).

Momentul critic de atenţionare se determină la intersecţia dintre paralela la axa absciselor dusă la valoarea maximă a solicitării efective momentane şi dreapta corespunzătoare valorii minime a rezistenţei de rupere de durată a materialului, pentru temperatura maximă care se poate atinge în exploatare (adică temperatura de exploatare majorată cu 1,2%, sau cu circa 7—10°C), conform figurii 4. La intersecţia dintre valoarea medie a solicitării efective cu dreapta minimă a rezistenţei tehnice de durată la temperatura maximă de exploatare, se determină momentul de apariţie a primei avarii probabile.

Media timpului de bună funcţionare se va determina la intersecţia dreptei solicitării efective medii cu dreapta rezistenţei tehnice de durată (fig. 5).

Probabilitatea cumulată de apariţie a ruperii, în cazul funcţionării la temperatură constantă,

dacă se consideră că cele două funcţii de distribuţie a rezistenţei tehnice de durată şi a solicitării efective sînt normale, va fi de 0,25.

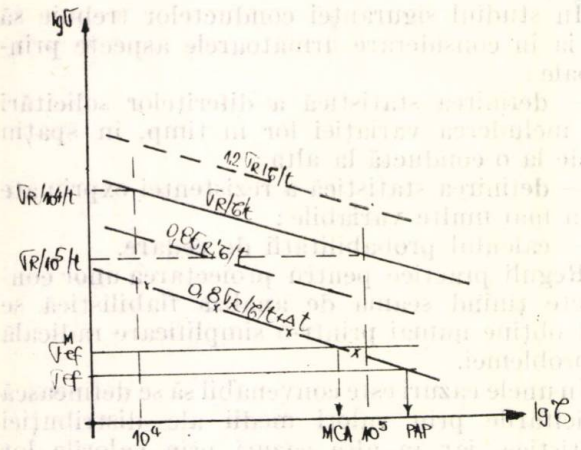


Fig. 4. Determinarea grafică a apariţiei primelor avarii.

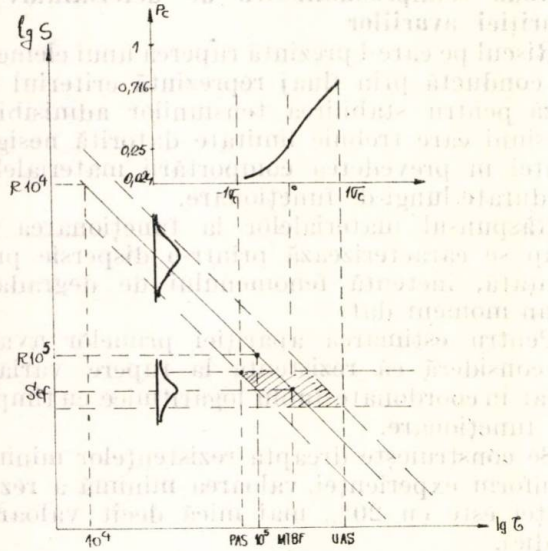


Fig. 5. Determinarea mediei timpului de bună funcţionare şi a dispersiei duratei de rupere.

Exemplu de calcul

Conductele de abur viu dintr-o centrală termoelectrică cu 6 grupuri de 20 MW, $p = 64$ at şi $t = 480°C$, sînt confecţionate din oţel 15110, conf. CSN 415110, şi au atins o perioadă de 175 000 – 215 000 ore de funcţionare.

Pentru a micşora la minimum riscul de apariţie a unor avarii s-au prelevat epruvete din conductă, pentru efectuarea probelor de fluaj, valorile obţinute conducînd la ridicarea unei curbe de variaţie a rezistenţei tehnice de durată a materialului utilizat.

Rezultatele acestor probe de fluaj [5] au fost prezentate în anexă, rezultînd două rînduri de valori ale rezistenţei de durată restante, după cum urmează:

— valori minime $R_{10000}/480 = 9{,}012$ daN/mm²
$R_{20000}/480 = 7{,}047$ daN/mm²

— valori medii $R_{10000}/480 = 10{,}744$ daN/mm²
$R_{20000}/480 = 8{,}965$ daN/mm²

În figura 6 este prezentat traseul de abur viu de la cazan spre turbină, calculat cu ajutorul programului ZIRRA, rezultînd valorile medii ale solicitărilor care apar în diferitele tronsoane de conductă.

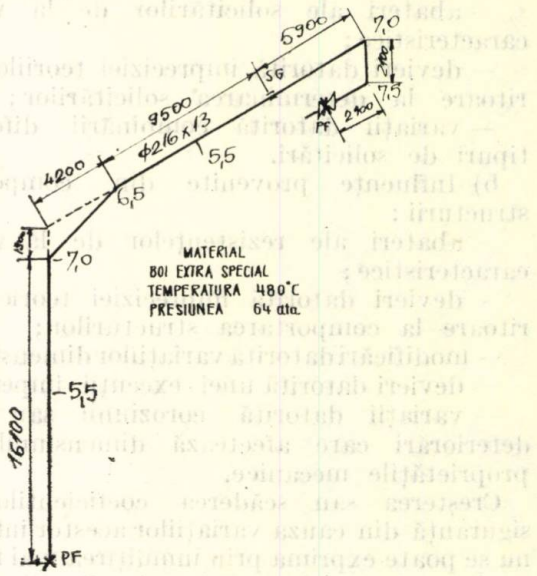


Fig. 6. Traseul de abur.

Rezultatele duratelor de funcţionare fără avarii şi timpul mediu de bună funcţionare sînt următoarele:

Solicitarea (daN/mm²)	Prima avarie sigură (ore)	TMBF (ore)
7,5	16 714	41 258
7,0	20 388	54 158
6,5	25 237	72 538
6,0	31 778	99 457
5,5	40 826	140 164

Totuşi aceste valori nu dau sensul integral al siguranţei în funcţionare a conductei, fiind necesar să se determine probabilitatea de cedare corespunzătoare duratei de funcţionare admise.

În acest scop se va determina [7] această probabilitate de cedare considerînd:

1. *Rezistenţa materialului este distribuită după o normală solicitarea efectivă se distribuie tot după o normală:*

$$P_c = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{a} e^{-\frac{t^2}{2}} \cdot dt \qquad (9)$$

unde

$$a = \frac{1 - C_{sc}}{\sqrt{V_S^2 + V_R^2 \cdot C_{SC}^2}} \qquad (10)$$

Considerînd:

$V_R = 0{,}2$ şi $V_S = 0{,}1$, rezultă următoarele valori pentru a în funcţie de valoarea coeficientului de siguranţă:

La 20 000 ore de funcţionare, $R_{20000}/480 = 8{,}965$

$$C_{SC} = \frac{\bar{R}}{\bar{S}}$$

Solicitare:	7,5	7,0	6,5	6,0	5,5
C_{SC}	1,953	1,2807	1,3795	1,4942	1,6300
a	−0,754	−1,0164	−1,2933	−1,5682	−1,8475
P_c	0,225	0,159	0,096	0,063	0,034

2. *Rezistenţa materialului este distribuită după o normală, solicitarea efectivă este distribuită după extrema I*

$$P_c = \int_0^{\infty} [1 - F_s(x)] \cdot f_R \cdot dx \qquad (11)$$

cu :

$$F_S(x) = \exp\left[-e^{-a(x-u)}\right] \tag{12}$$

$$f_R(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}V_R \cdot \bar{R}} e^{-\frac{(x-\bar{R})^2}{2 \cdot R^2 V_R^2}} \tag{13}$$

care este destul de dificil de obținut fără a face o serie de simplificări.

3. *Rezistența materialului distribuită după o normală, solicitarea efectivă distribuită după extrema II*

Relația pentru calculul probabilității de cedare este cea dată la pct. 2 (relația 11), considerînd:

$$F_S(x) = \exp[-(kx)b] \tag{14}$$

$$f_R(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\, V_R \cdot R} \cdot e^{-\frac{(x-\bar{R})^2}{2R^2 \cdot V_R^2}} \tag{15}$$

Nici această situație nu este ușor de rezolvat cu ajutorul minicalculatoarelor, fiind necesar să se facă o programare pentru un calculator electronic mare.

O concluzie generală, care se poate trage în urma analizării diferitelor metode de analiză și de proiectare a conductelor, este că pentru a se asigura un grad ridicat de siguranță în funcționare este necesar să se înlocuiască vechiul concept determinist de calcul și să se utilizeze conceptul probabilist de asigurare a construcțiilor mecanice.

ANEXA 1

Rezultatele probelor de fluaj efectuate asupra conductelor

σ inc.	Temp. inc.	Durata pînă la rupere [h]
20	540	12
20	520	58
20	500	172
20	500	237
20	480	541
20	480	963
15	540	27
15	540	28
15	520	171
15	520	180
15	500	606
15	500	643
15	480	1 725
15	480	1 862
10	580	71
10	580	83
10	560	307
10	560	330
10	540	491
10	540	522
10	520	1 152
10	520	1 206

ANEXA 2

Determinarea valorilor rezistenței de rupere prin metoda Larson-Miller

σ	T_1	τ_{T_1}	$\lg \tau_{T_1}$	T_2	τ_{T_2}	$\lg \tau_{T_2}$	$C=\frac{T_2\lg\tau_{T_2}-T_1\lg\tau_{T_1}}{T_1-T_2}$	$P = T_1(\lg \tau_1 + c)$	$\lg \tau = \frac{P}{T_0} - C$
20	540	12	1,07918	500	172	2,23553	21,27162	18174,553	2,85977
20	540	12	1,07918	500	237	2,37475	23,96257	20362,699	3,07414
20	520	58	1,76343	500	172	2,23553	16,48677	14475,146	2,73270
20	520	58	1,76343	500	237	2,37475	21,86887	18743,799	3,01853
20	540	12	1,07918	520	58	1,76343	26,05646	22065,345	3,24095
20									2,73320
20									2,98363
15	540	27	1,43136	520	171	2,23300	30,35968	25850,884	3,96400
15	540	27	1,43136	520	180	2,25527	31,24285	26569,033	4,03436
15	540	27	1,43136	500	608	2,78390	24,71155	21258,107	3,51404
15	540	27	1,43136	500	643	2,80821	25,18142	21640,182	3,55148
15	540	28	1,44716	520	171	2,23300	29,71729	25341,372	3,92988
15	540	28	1,44716	520	180	2,25527	30,60046	26059,522	4,00024
15	540	28	1,44716	500	608	2,78390	24,39035	21009,771	3,50551
15	540	28	1,44716	500	643	2,80821	24,86023	21391,854	3,54294
15	540	28	1,44716	500	608	2,78390	19,06341	16891,247	2,36405
15	540	28	1,44716	500	643	2,80821	20,00318	17636,626	3,41397
15	520	180	2,25527	500	608	2,78390	18,18024	16208,427	3,34061
15	520	180	2,25527	500	643	2,80821	19,12000	16953,801	3,39052
15									3,23679
15									3,26998

σ	T_1	τ_{T_1}	$\lg \tau_{T_1}$	T_2	τ_{T_2}	$\lg \tau_{T_2}$	$C = \frac{T_2 \lg \tau_2 - T_1 \lg \tau_1}{T_1 - T_2}$	$P = T_1(\lg \tau_1 + C)$	$\lg \tau = \left(\frac{P}{10} - C\right)$
10	580	71	1,85126	560	307	2,48711	24,6791	22599,237	5,56056
10	580	71	1,85126	560	330	2,51851	25,94470	23714,129	5,74355
10	580	71	1,85126	540	491	2,69108	30,44246	27551,388	4,21330
10	580	71	1,85126	540	522	2,71767	31,52354	28473,714	4,28803
10	580	71	1,85126	520	1 152	3,06145	42,43933	37786,516	4,03577
10	580	71	1,85126	520	1 206	3,08135	43,22851	38459,810	4,07226
10	580	83	1,91908	560	307	2,48714	21,74488	20188,907	5,26747
10	580	83	1,91908	560	330	2,51851	23,05167	21303,799	5,41573
10	580	83	1,91908	540	491	2,69108	27,54943	25141,059	4,09011
10	580	83	1,91908	540	522	2,71767	28,63051	26063,385	4,16511
10	580	83	1,91908	520	1 152	3,06145	39,54629	35376,187	3,98169
10	580	83	1,91908	520	1 206	3,08135	40,33548	36049,480	4,01762
10	560	307	2,48714	540	491	2,69108	5,80455	6908,22152	3,40487
10	560	307	2,48714	540	522	2,71767	6,88563	7808,92665	3,52453
10	560	307	2,48714	520	1 152	3,06145	8,90071	9487,78723	3,73148
10	560	307	2,48714	520	1 206	3,08135	9,29530	9816,53998	3,77043
10	560	330	2,51851	540	491	2,69108	4,49775	5845,59701	3,29508
10	560	330	2,51851	540	522	2,71767	2,51851	4196,59654	3,41473
10	560	330	2,51851	520	1 152	3,06145	8,24731	8969,54293	3,69488
10	560	330	2,51851	520	1 206	3,08135	8,64190	9298,29559	3,73800
10	540	491	2,69108	520	1 152	3,06145	11,99686	11943,504	3,89478
10	540	491	2,69108	520	1 206	3,08135	12,78605	12585,230	3,95946
10	540	522	2,71767	520	1 152	3,06145	10,91578	11086,04393	3,83496
10	540	522	2,71767	520	1 206	3,08135	10,91182	11082,819	2,89963

Bibliografie

[1] Lupescu, L. *Determinarea solicitărilor efective și a duratelor de funcționare a conductelor din CTE Doicești.* ISPE, 1977.

[2] Mazilu, E. *Proiectarea construcțiilor mecanice solicitate la fluaj pe baza conceptului de fiabilitate.* În: Energetica, nr. 1, 1977, p. 8—18.

[3] Haidu, J. *Analiza stării de tensiune din peretele unei conducte de abur dintr-o centrală termoelectrică.* În: Energetica, nr. 3-4, 1975, p. 112—119.

[4] Pich, R. *Über die Lebensdauererschöpfung heissdampf führender Druckteile.* În: BWK, 16, nr. 12, 1964, p. 597—602.

[5] * * * *Studiu ICEM asupra stării materialului utilizat la CTE Doicești*, 1975.

[6] Lupescu, L. *Analiza comparativă a metodelor recomandate pentru calcularea grosimii diferitelor conducte și pentru determinarea duratelor de viață a conductelor care lucrează în condiții de fluaj.* Lucrare de reciclare, ISPE, 1977.

[7] Borges, J. P. și Castanheta, M. Siguranța structurilor. ET — 1976.

Metodă pentru evaluarea siguranței pe timp scurt pentru verificarea condițiilor de funcționare

Prof. dr. doc. ing. **V. I. Nitu,**
ing. **A. M. Petrescu,**
ing. **A. Sevastru** *)

În cele ce urmează se prezintă modul în care s-a experimentat programul de calcul al siguranței sistemului energetic pe timp scurt [1], [2] întocmit de ISPE pentru preliminarea nivelului de risc admisibil de nesiguranță, funcție de caracteristicile de fiabilitate ale echipamentelor sistemului energetic național (linii electrice aeriene de 220, 400 kV, noduri de sistem, grupuri energetice cu o putere egală sau mai mare de 20 MW), în funcție de nivelul de rezervă turnantă disponibilă orar pe sistem și zone de sistem.

S-a realizat astfel un mijloc de verificare și control al siguranței în funcționare pe timp scurt, astfel încît, corelîndu-se caracteristicile de fiabilitate ale grupurilor cu răspunsul în regim static al sistemului (fluxuri de putere, tensiune în noduri), să se realizeze o funcționare sigură, a cărei probabilitate să se plaseze sub valoarea de graniță a nivelului de risc estimat experimental.

Verificarea și controlul siguranței pe timp scurt constituie o verigă dintr-un lanț de elemente de decizie care au ca scop asigurarea funcționării optime economic și din punct de vedere al siguranței sistemului energetic.

Acest mijloc de control are în vedere caracterul probabilistic al funcționării neîntrerupte a echipamentelor pentru o configurație disponibilă la un moment dat. Rezultatele acestui program oferă posibilitatea verificării gradului de încredere pe care îl poate acorda operatorul configurației ce urmează a realiza o anumită funcțiune, prin compararea funcției de siguranță estimată cu o valoare critică de risc experimental stabilită și care reprezintă nivelul cel mai scăzut de încredere acordat funcționării sistemului în ansamblu (sau zonal), de la care există posibilitatea de nerealizare a funcțiunilor impuse și deci de recurgere la unele sacrificii (import neplanificat, deconectări de consumatori etc.).

*) Prof. dr. doc. ing. V. I. Nitu este director tehnic al ISPE; A. M. Petrescu și A. Sevastru sînt ingineri proiectanți la ISPE.

Poziția unui astfel de program în conducerea operativă centralizată cu ajutorul calculatoarelor este prezentată în figura 1.

Algoritmul de calcul al siguranței sistemului energetic național pe timp scurt

Algoritmul de calcul utilizat în programul de experimentare a calculului funcției de siguranță pe timp scurt (24 ore) oră de oră off-line are în vedere următoarele ipoteze [3]:

— echipamentele în funcțiune într-o anumită configurație se comportă independent unele față de altele din punctul de vedere al avarierii și reparațiilor;

— modelarea comportării în timp a echipamentelor din sistem se referă numai la ieșirile forțate ale acestora din funcțiune (prin avarie);

— ieșirile din funcțiune a echipamentelor din sistem pentru revizii, reparații planificate, măsurători sau din motive economice sînt considerate ca evenimente deterministe, a căror apariție este rezultatul unei decizii de dispecer;

— timpul de reparație în urma unor avarii poate fi estimat și deci cunoscut de dispecer cu destul de mare precizie, pentru a trece această informație pe parcursul celor 24 ore în sfera evenimentelor deterministe.

Funcția de siguranța estimată prin acest algoritm calculează posibilitatea ca la un moment dat regimul permanent să fie un regim periculos.

Prin regim periculos se înțelege starea la un moment dat în sistem în care se înregistrează în urma unei avarii fie deficit de putere în acoperirea curbei de sarcină, fie supraîncărcări pe linii peste limitele admisibile, fie abateri de tensiune în noduri în afara limitelor 200—240 kV în stațiile de 220 kV și 370 kV—415 kV în stațiile de 400 kV.

Algoritmul elaborat pentru calculul funcției de siguranță folosește ca informație de bază parametrii de fiabilitate ai echipamentelor în funcțiune pe intervalul de calcul și lista echipamentelor ale căror avarii singulare au ca urmare un regim permanent periculos de funcționare. Aceasta este lista elementelor periculoase. Ea se prelimină pornind de la un regim permanent de funcționare normală, pentru care se estimează mulțimea stărilor rezultate în cazul în care se avariază pe rînd noduri și linii de sistem. Pentru estimarea stării (regimului) cu deficit de

putere, se consideră ca avarierea oricărui element generator care asigură o putere mai mare decît puterea în rezervă caldă în zonă este un element periculos.

Lista de elemente periculoase astfel obținută este proprie unei anumite configurații la un anumit nivel de cerere de putere (sarcină) în noduri și un anumit nivel de putere de rezervă turnantă disponibilă.

Avînd în vedere cele de mai sus, alături de premisele considerate, formula de calcul al funcției de siguranță este :

$$S(t) = \sum_i P_i(t)\, Q_i(t), \qquad (1)$$

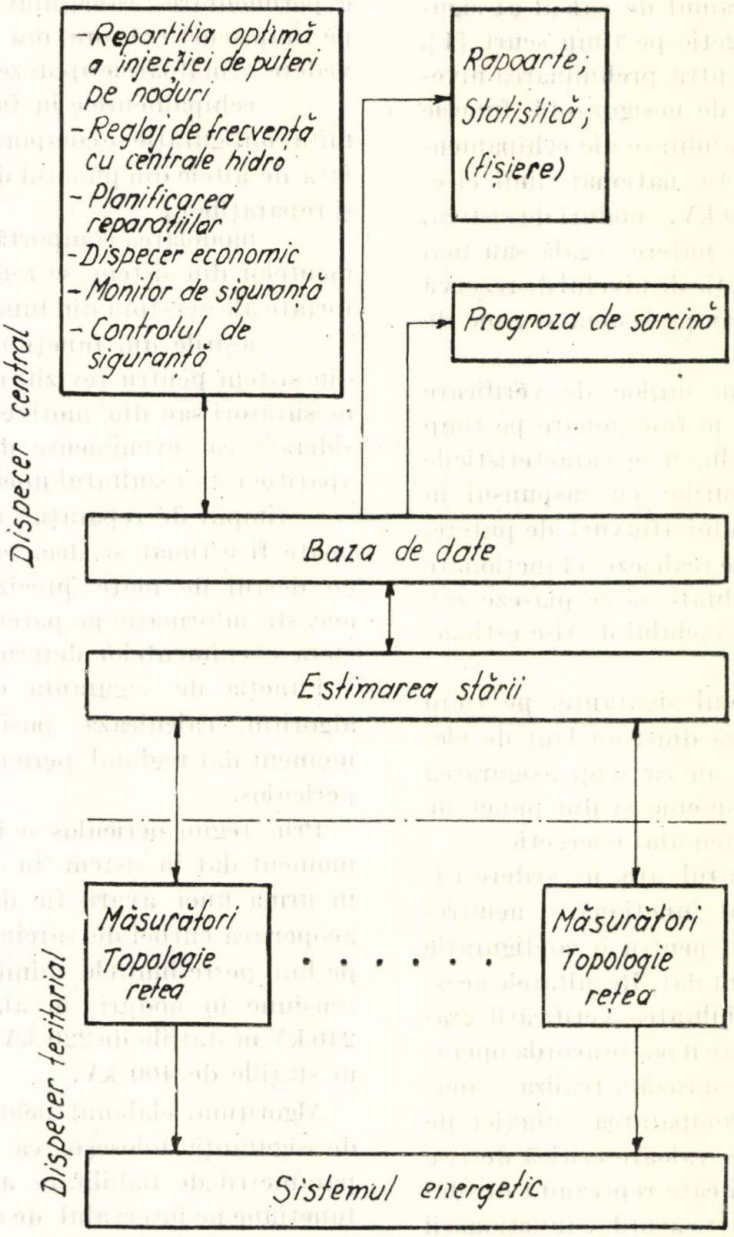


Fig. 1

unde

i reprezintă mulțimea elementelor din lista de elemente periculoase ;

$P_i(t)$ — probabilitatea ca sistemul să se afle în stare periculoasă datorită avarierii elementului i;

$Q_i(t)$ — probabilitatea ca cererea de sarcină să fie aceea pentru care s-a estimat regimul periculos.

$P_i(t)$ se numește și funcție de siguranță $R(t)$ și se calculează în general cu relația :

$$R(t) = \sum_{i=1}^{r} \frac{\lambda_i}{1 - \lambda_i t} \left[\prod_{i=1,N} (1 - \lambda_i t) \right], \quad (2)$$

unde $\{1, r\} \in \{1, N\}$, în care $\{1, r\}$ este mulțimea elementelor periculoase și $\{1, N\}$ mulțimea elementelor din sistem.

În cazul în care într-un sistem există M grupuri din cele N echipamente care prin avariere pot duce la reduceri de putere corespunzătoare cu NP paliere, probabilitatea ca sistemul să-și reducă puterea cu palierul $K \in NP$ este :

$$R(t, K) = \prod_{i \in \{N-M\}} (1 - \lambda_i t) \prod_{\substack{s \in \{M = UQ_K \\ K \in NP\}}}^{s} \cdot$$

$$\cdot (1 - \lambda_{sj} t) \sum_{j \in Q_K} \frac{\lambda_{sj} t}{1 - \lambda_{sj} t} \quad (3)$$

Un alt model utilizat în programul pentru calculul funcției de siguranță este în cazul echipamentelor din rezervă care prin avarie solicită pornirea rezervei. Funcția de siguranță în astfel de situații se calculează avînd în vedere că intrarea în funcțiune a echipamentelor din rezervă depinde de comportarea în funcționare a echipamentelor rezervate, implicit de timpul de pornire și de probabilitatea de pornire a rezervelor.

Se poate accepta că starea echipamentelor în rezervă este dependentă de starea echipamentelor în funcțiune a căror posibilă avariere în intervalul de calcul ar duce la un deficit de putere de acoperit prin echipamentele din rezervă.

Calculul funcției de siguranță pe un interval de timp $t > t_{sm}$, unde t_{sm} este timpul de pornire al rezervei, se face considerînd că :

— în intervalul de calcul t, unitatea avariată nu se poate repara (timpul estimat de reparație al unității avariate depășește timpul de calcul) ;

— unitatea din rezervă pornită nu se avariază odată ce pornirea a avut loc cu succes ;

— timpul de pornire a echipamentului din rezervă este cunoscut și constant.

Deci, în ideea că $t > t_{sm}$, probabilitatea de pornire a elementului din rezervă este :

$$R(K) = \prod_{i \in N \neq m} (1 - \lambda_i k) \sum_{j \in NP \neq m} \frac{\lambda_j k}{1 - \lambda_j k} [\lambda_m k -$$

$$- (1 - \lambda'_m t_{sm}) \lambda_m (k - t_{sm})], \quad (4)$$

unde

N reprezintă elementele componente ale sistemului, cu excepția echipamentului m din rezervă ;

MP — elemente a căror avariere conduce la un regim vulnerabil, cu excepția echipamentului m ;

λ_m — parametrul de avariere a echipamentului ce urmează a fi înlocuit ;

λ'_m — parametrul de avariere la pornirea rezervei ;

t_{sm} — timpul de pornire a rezervei m ;

k — momentul pînă la care se calculează funcția de siguranță.

Aplicații ale funcției de siguranță

Calculul funcției de siguranță are două aplicații, dintre care una imediată, stabilind lista de priorități de echipamente (linii, grupuri, noduri) a căror probabilitate are ponderea cea mai mare în valoarea riscului calculat, și altă aplicație, sub forma unui element informativ de verificare și control al deciziei de dispecer în activitatea de planificare a unei configurații de la o zi la alta. În cazul celei de-a doua aplicații, calculul funcției de siguranță este eficient dacă valorile acestea se pot compara cu o „valoare de risc". Această „valoare de risc" trebuie să reprezinte capacitatea sistemului de a nu îndeplini sarcinile sale orare zilnice în condiții date de exploatare, întreținere, condiții climatice, pregătire personal, flexibilitate în exploatare a sistemului și care reprezintă deci limita de fiabilitate pe care o poate atinge sistemul.

Preluînd o situație de funcționare orară zilnică, deci o experiență anterioară de funcționare a sistemului pentru care s-ar fi calculat funcția de siguranță, acest risc este reprezentat de o mulțime de valori (o bandă de valori) ale funcției de siguranță preliminate, pentru care situația reală din sistem a fost marcată de :

— deficit de sarcină acoperit sau nu cu putere din import neplanificat sau solicitări de rezervă turnantă ;

— avarii de noduri sau linii cu neasigurarea consumatorilor locali — raportați în „Raportul de avarii" zilnic ca „consumatori importanți nealimentați".

Avînd în vedere cele de mai sus, lucrarea a parcurs două etape de studiu importante pentru valorificarea celui de-al doilea tip de aplicație la nivel de sistem :

— preliminarea funcției de siguranță orare pe baza informațiilor folosite de dispecer în planificarea zilnică de sistem, avînd în vedere parametrii de fiabilitate ai echipamentelor ;

— preliminarea și verificarea experimentală a nivelului de risc avînd în vedere istoria funcționării de zi cu zi a sistemului pe o perioadă

Fig. 2 *a*. Variația funcției de siguranță oră de oră pentru palierele analizate în intervalul 1 iulie – 31 august 1976.

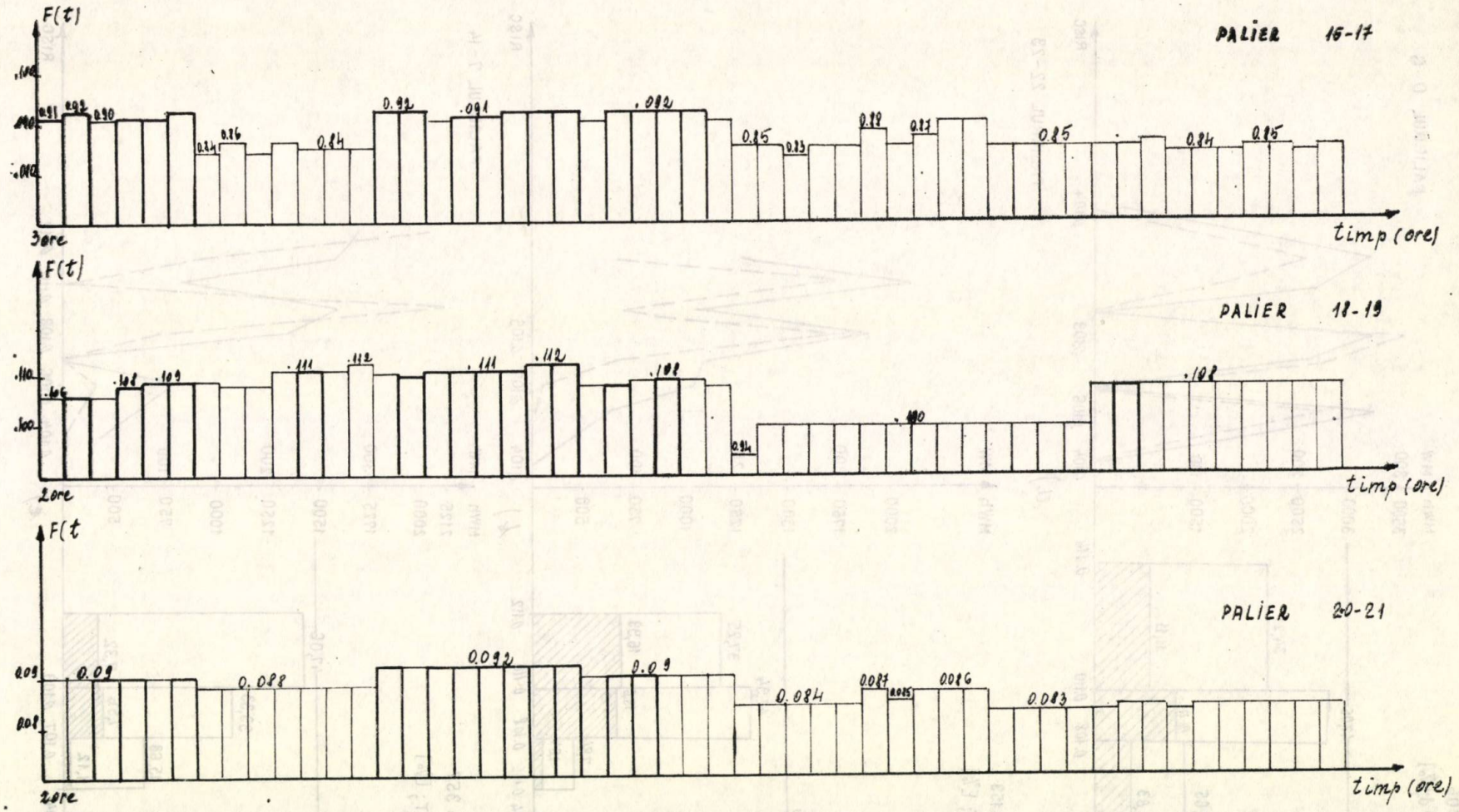


Fig. 2 *b*. Variația funcției de siguranță oră de oră pentru palierele analizate în intervalul 1 iulie—31 august 1976.

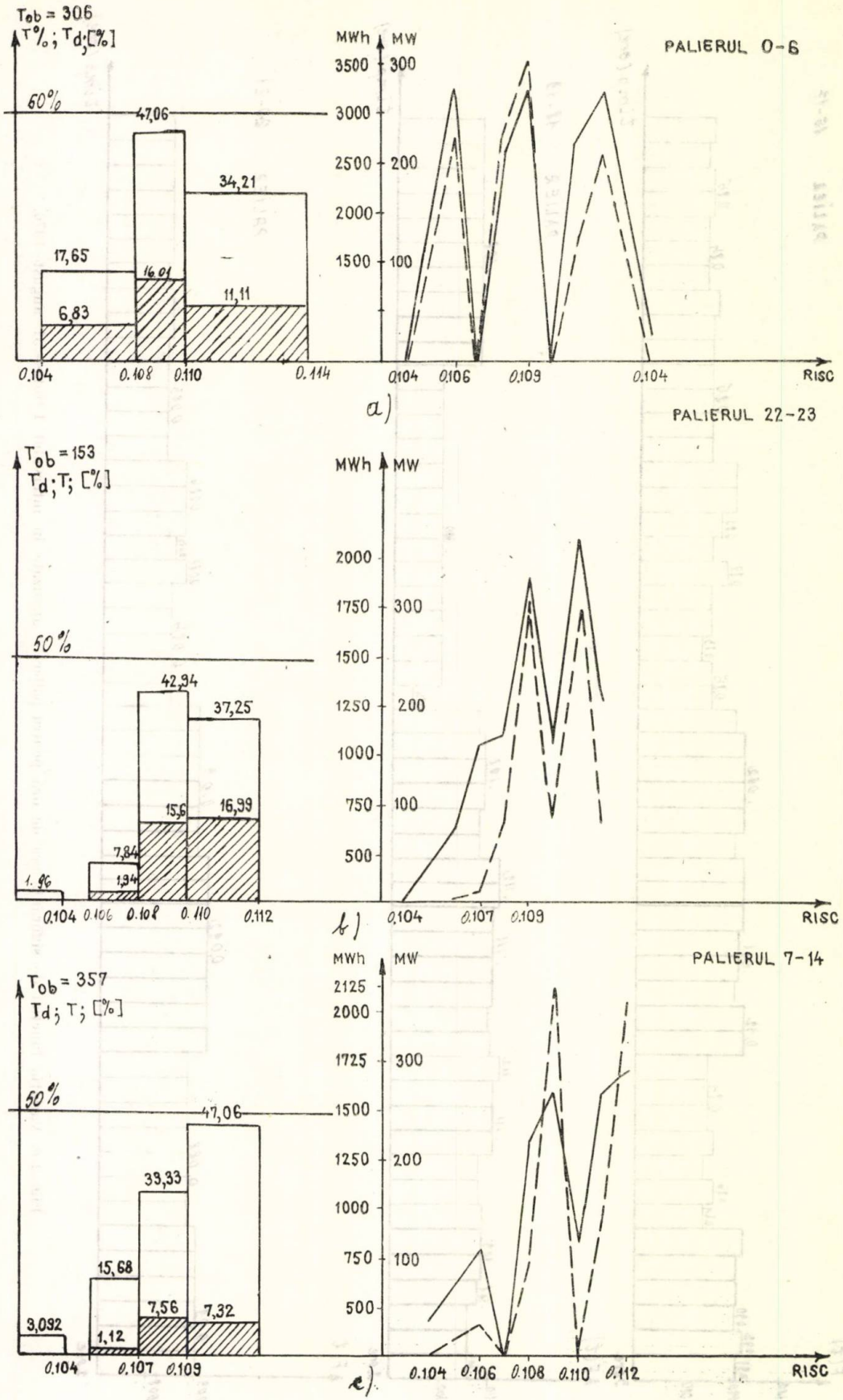

Tob = 306
T%; Td;[%]
60%
47,06
34,21
17,65
16,01
11,11
6,83
0.104
0.108
0.110
0.114
MWh
MW
3500
3000
2500
2000
1500
300
200
100
0104
0.106
0.109
0.104
RISC
a)
PALIERUL 0-6
PALIERUL 22-23
Tob = 153
Td; T; [%]
50%
42,94
37,25
15,6
16,99
7,84
1,34
1,96
0.104
0.106
0.108
0.110
0.112
2000
1750
1500
1250
1000
750
500
300
200
100
0.104
0.107
0.109
RISC
b)
PALIERUL 7-14
Tob = 357
Td; T; [%]
50%
47,06
39,33
15,68
7,56
7,32
3,092
1,12
0.104
0.107
0.109
2125
2000
1725
1500
1250
1000
750
500
300
200
100
0.104
0.106
0.108
0.110
0.112
RISC
c)

Fig. 3, *a*, *b*, *c*.

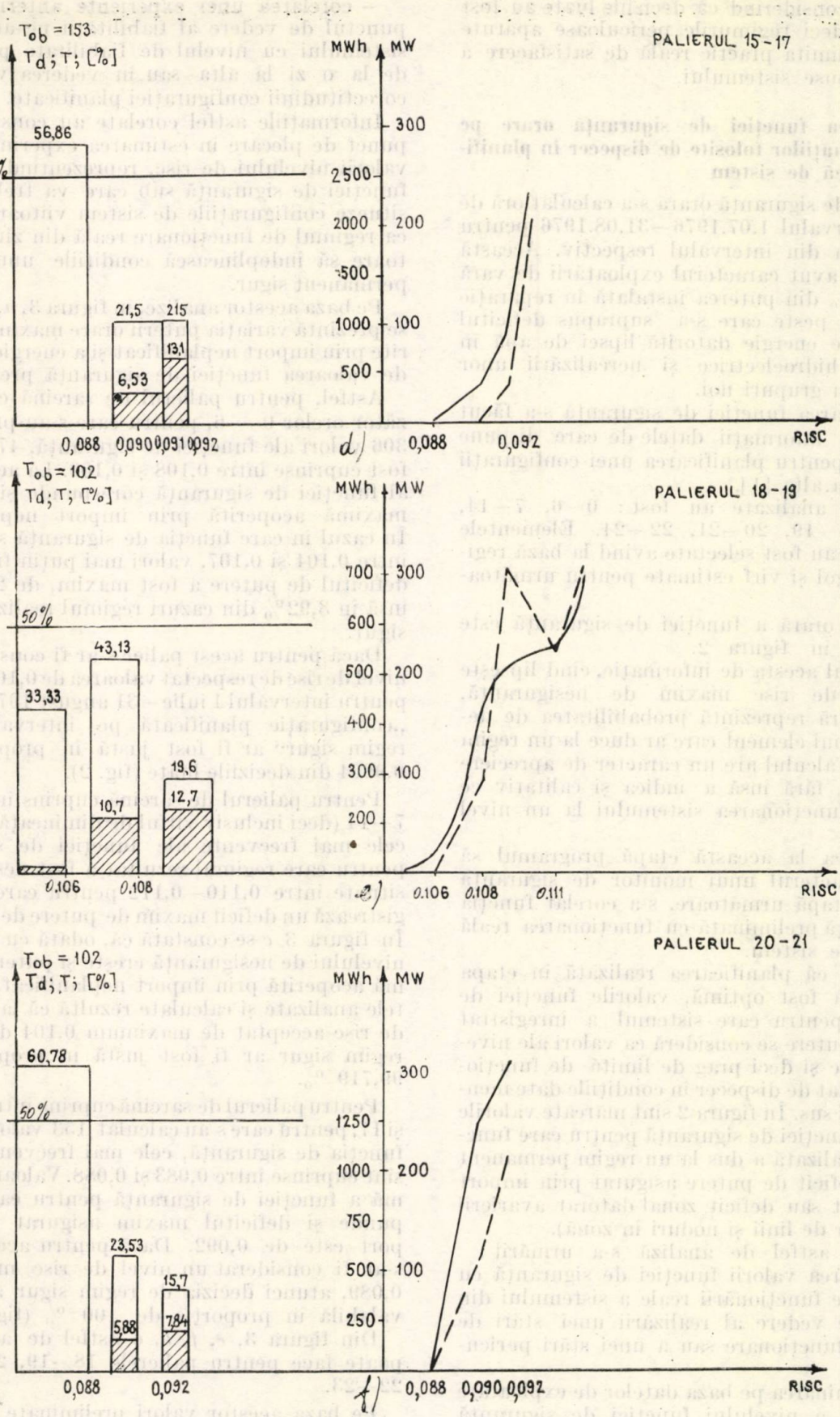

Tob = 153
Td; T; [%]
MWh
MW
PALIERUL 15-17
56,86
50%
21,5
21,5
13,1
6,53
300
2500
2000
200
1500
1000
100
500
0,088
0,090
0,091
0,092
RISC
d)
Tob = 102
Td; T; [%]
PALIERUL 18-19
700
600
500
400
300
200
43,13
33,33
19,6
12,7
10,7
0,106
0,108
0,111
e)
Tob = 102
Td; T; [%]
PALIERUL 20-21
60,78
50%
1250
1000
750
500
250
23,53
15,7
5,88
7,84
f)

Fig. 3, *d*, *e*, *f*.

analizată, considerînd că deciziile luate au fost optime și deci regimurile periculoase apărute au fost la limita practic reală de satisfacere a cererii impuse sistemului.

Preliminarea funcției de siguranță orare pe baza informațiilor folosite de dispecer în planificarea zilnică de sistem

Funcția de siguranță orară s-a calculat oră de oră în intervalul 1.07.1976—31.08.1976 pentru configurația din intervalul respectiv. Această perioadă a avut caracterul exploatării de vară cu 10—20% din puterea instalată în reparație planificată, peste care s-a suprapus deficitul de surse de energie datorită lipsei de apă în centralele hidroelectrice și nerealizării unor investiții în grupuri noi.

Preliminarea funcției de siguranță s-a făcut folosind ca informații datele de care dispune dispecerul pentru planificarea unei configurații de la o zi la alta [1].

Palierele analizate au fost: 0—6, 7—14, 15—17, 18—19, 20—21, 22—24. Elementele periculoase au fost selectate avînd la bază regimurile de gol și vîrf estimate pentru următoarele 24 ore.

Variația orară a funcției de siguranță este prezentată în figura 2.

La nivelul acesta de informație, cînd lipsește o valoare de risc maxim de nesiguranță, funcția orară reprezintă probabilitatea de defectare a unui element care ar duce la un regim periculos. Calculul are un caracter de apreciere cantitativă, fără însă a indica și calitativ ce înseamnă funcționarea sistemului la un nivel sau altul.

Pentru ca la această etapă programul să capete caracterul unui monitor de siguranță pentru o etapă următoare, s-a corelat funcția de siguranță preliminată cu funcționarea reală realizată de sistem.

În ideea că planificarea realizată în etapa analizată a fost optimă, valorile funcției de siguranță pentru care sistemul a înregistrat deficit de putere se consideră ca valori ale nivelului de risc și deci prag de limită de funcționare acceptat de dispecer în condițiile date menționate mai sus. În figura 2 sînt marcate valorile orare ale funcției de siguranță pentru care funcționarea realizată a dus la un regim permanent nesigur (deficit de putere asigurat prin import neplanificat sau deficit zonal datorat avarierii elementelor de linii și noduri în zonă).

Printr-o astfel de analiză s-a urmărit:

— corelarea valorii funcției de siguranță cu consecințele funcționării reale a sistemului din punctul de vedere al realizării unei stări de succes de funcționare sau a unei stări periculoase;

— preliminarea pe baza datelor de exploatare din sistem a nivelului funcției de siguranță pentru care sistemul a funcționat nesigur;

— corelarea unei experiențe anterioare din punctul de vedere al fiabilității pe ansamblul sistemului cu nivelul de fiabilitate prognozat de la o zi la alta sau în vederea verificării corectitudinii configurației planificate.

Informațiile astfel corelate au constituit un punct de plecare în estimarea experimentală a valorii nivelului de risc, reprezentînd valoarea funcției de siguranță sub care va trebui să se situeze configurațiile de sistem viitoare pentru ca regimul de funcționare reală din ziua următoare să îndeplinească condițiile unui regim permanent sigur.

Pe baza acestor analize, în figura 3, *a*, *b*, *c*, *d*, *f* se prezintă variația puterii orare maxime acoperite prin import neplanificat și a energiei funcție de valoarea funcției de siguranță preliminate.

Astfel, pentru palierul de sarcină corespunzător orelor 0 — 6, pentru care s-au preliminat 306 valori ale funcției de siguranță, 47,06% au fost cuprinse între 0,108 și 0,109. La acest nivel al funcției de siguranță corespunde și puterea maximă acoperită prin import neplanificat. În cazul în care funcția de siguranță s-a situat între 0,104 și 0,107, valori mai puțin frecvente, deficitul de putere a fost maxim, de 275 MW, însă în 3,92% din cazuri regimul realizat a fost sigur.

Dacă pentru acest palier s-ar fi considerat ca nivel de risc de respectat valoarea de 0,106, atunci pentru intervalul 1 iulie—31 august 1976 decizia „configurație planificată pe intervalul 0—6 regim sigur" ar fi fost justă în proporție de 0,9804 din deciziile luate (fig. 2).

Pentru palierul de sarcină cuprins între orele 7—14 (deci inclusiv vîrful de dimineață) valorile cele mai frecvente ale funcției de siguranță pentru care regimul rezultat a fost nesigur sînt situate între 0,110—0,112 pentru care se înregistrează un deficit maxim de putere de 290 MW. În figura 3 *c* se constată că, odată cu creșterea nivelului de nesiguranță crește și puterea maximă acoperită prin import neplanificat. Din datele analizate și calculate rezultă că la un nivel de risc acceptat de maximum 0,104 decizia de regim sigur ar fi fost justă în proporție de 99,719 %.

Pentru palierul de sarcină cuprins între orele 15 și 17, pentru care s-au calculat 153 valori pentru funcția de siguranță, cele mai frecvente valori sînt cuprinse între 0,083 și 0,088. Valoarea maximă a funcției de siguranță pentru care corespunde și deficitul maxim asigurat prin import este de 0,092. Dacă pentru acest palier s-ar fi considerat un nivel de risc maxim de 0,089, atunci decizia de regim sigur ar fi fost valabilă în proporție de 100 % (fig. 3 *d*).

Din figura 3, *e*, *f*, *b*, o astfel de analiză se poate face pentru palierele 18—19, 20—21 și 22—23.

Pe baza acestor valori preliminate se poate adopta o valoare a nivelului de risc pentru

fiecare palier în parte cu un grad de încredere suficient de mare din punctul de vedere al corectitudinii de decizie.

Din aceste calcule a rezultat că nivelul de risc ce s-ar putea avea în vedere pentru orientarea preliminară în prognozele pe timp scurt ar fi condiționat de palierul de sarcină și ar avea următoarele valori:

— pentru intervalele 0—6, 18—19, 22—24, nivelul de risc ar fi de 0,106;

— pentru intervalul 7—14, nivelul de risc ar fi de 0,104;

— pentru intervalele 15—17, 20—21, valorile nivelului de risc ar fi de 0,089.

Această informație este valabilă pentru intervalul de timp în care caracteristicile generale de sistem sînt identice (configurație stabilă disponibilă ca proporție din totalul puterii instalate, rezerve identice de combustibil, caracteristică similară a formei curbei de sarcină).

Informația este cu atît mai eficientă cu cît valorile obținute pentru funcția de siguranță se pot compara cu un set de valori mai mare, estimat anterior, deoarece un astfel de set are caracterul unei experiențe acumulate în condiții similare de exploatare și dotare.

O astfel de metodă de preliminare experimentală a nivelului de risc este valabilă dacă se consideră că valorile calculate reprezintă limita fizică a fiabilității realizabile de către sistemul energetic, deoarece exploatarea sistemului în intervalul de calcul a fost corectă, luîndu-se practic toate măsurile posibile pentru a se asigura, în limite de dimensionare date, continuitatea în alimentarea consumatorilor.

Sistemul energetic fiind un sistem dinamic, valorile nivelului de risc pot fi corectate în timp dacă experiența de exploatare demonstrează că deciziile de „regim sigur" nu mai sînt juste în proporție suficient de mare pentru ca valoarea considerată să nu mai prezinte încredere.

Valorile nivelului de risc pot fi corectate și pe considerente economice, în cazul în care măsurile de corectare a unei configurații planificate sau un import de puteri din interconexiune ar fi mai costisitoare decît întreruperea unor consumatori avizați în prealabil, sau transferarea unor consumatori de pe un palier pe altul.

Bibliografie

[1] * * * *Creșterea siguranței în funcționare a SE. Evaluarea experimentală a siguranței în funcționare a SEN pe timp scurt.* Studiu ISPE.

[2] Nitu, V. I. și Petrescu, A. M. *Metodologie pentru estimarea siguranței sistemului energetic pe timp scurt.* Al III-lea Simpozion de siguranță în funcționarea instalațiilor energetice, 1975.

[3] Patton, A. D. *A probabilistic method for power system security assessment.* I. Basic conception. PAS nr. 4, 1970.

Indicatori specifici de daună corespunzători întreruperilor în alimentarea cu energie electrică a consumatorilor industriali de pe platformele petrochimice

dr. ing. **C. Mihăileanu**
dr. ing. **A. Stoica**
ing. **A. Perea**
ing. **I. Crăciun***)

Determinarea soluției optime în alimentarea cu energie electrică a consumatorilor industriali nu poate fi corect făcută decît dacă expresia matematică de minimizare a cheltuielilor anuale actualizate cuprinde pentru fiecare variantă analizată și elementul privind evaluarea daunelor datorită întreruperilor în alimentarea cu energie electrică. În acest sens, cercetările efectuate în cadrul platformelor petrochimice au permis a se stabili, pentru fiecare consumator în parte, caracteristicile de evaluare a daunei funcție de durata întreruperii electrice. Generalizarea caracteristicilor de evaluare a daunelor pentru consumatorii industriali cu specific tehnologic asemănător s-a efectuat cu ajutorul indicatorilor generali de daună:

G_Q [lei/t/h] — dauna generală pe întrerupere raportată la capacitatea uniorară de producție;

G_{Pa} [lei/kW] — dauna generală pe întrerupere raportată la puterea medie uniorară absorbită;

G_{Pi} [lei/kW] — dauna generală pe întrerupere raportată la puterea instalată.

$$G_Q = \frac{G_{Q1} + G_{Q2} + \ldots + G_{Qk} + \ldots + G_{Qn}}{n}$$

$$G_{Pa} = \frac{G_{Pa1} + G_{Pa2} + \ldots + G_{Pak} + \ldots + G_{Pan}}{n}$$

$$G_{Pi} = \frac{G_{Pi1} + G_{Pi2} + \ldots + G_{Pik} + \ldots + G_{Pin}}{n}$$

*) Dr. ing. Călin Mihăileanu este director general al ICCE; dr. ing. A. Stoica, este director general al GIRP Ploiești; ing. A. Perea și ing. I. Crăciun sînt cercetători științifici la ICEMENERG.

unde : $k = 1,2,\ldots, n$ reprezintă indicele consumatorului analizat cu specific tehnologic asemănător.

$$G_{Qk} = \frac{D_{Tk}}{Q_k}$$

$$G_{Pak} = \frac{D_{Tk}}{P_{a_k}}$$

$$G_{Pik} = \frac{D_{Tk}}{P_{i_k}}$$

D_T — valoarea daunei totale pe întrerupere (lei);
Q — capacitatea uniorară de producţie (t/h);
P_a — puterea medie uniorară absorbită (kW);
P_i — puterea instalată (kW).

Indicatorii specifici de daună, lei pe kWh nelivrată şi lei pe minutul de întrerupere electrică, menţionaţi în literatura de specialitate, se evaluează cu ajutorul indicatorilor generali de daună, astfel :

$$d_{Pa} = \frac{G_{Pa}}{T_e} \quad [\text{lei/kW}]$$

$$d_{Te} = \frac{D_T}{T_e} \quad [\text{lei/min}] \quad D_T = G_{Pa} \times P_a \quad [\text{lei}],$$

unde T_e este durata întreruperii electrice de sistem (minute).

În cazul în care indicatorul specific de daună (lei/kWh) se referă la întreaga energie nelivrată din sistem (W), în care este inclusă şi partea atribuită perioadei de revenire a procesului tehnologic, atunci :

$$d_W = \frac{d_{W1} + d_{W2} + \ldots + d_{Wk} + \ldots + d_{Wn}}{n}$$

$$d_{Wk} = \frac{D_{Tk}}{W_k}; \quad W_k = P_{ak} \cdot T_e + \mu \cdot P_{ak} \cdot T_{thk} \quad [\text{kWh}]$$

în care μ este coeficient de utilizare a puterii medii unitare absorbite pe perioada revenirii procesului tehnologic.

Estimarea acestor indicatori pentru o parte din consumatorii industriali cu specific de rafinărie şi petrochimie se prezintă în anexă în variantele cu (anexa 1) şi fără (anexa 2) influenţa daunei atribuită beneficiului nerealizat, prin valorile parametrilor ecuaţiilor de forma :

— pentru indicatorii generali :

$$y = a \cdot x + b; \quad y = a \cdot x^2 + b \cdot x + c$$

— pentru indicatorii specifici :

$$y = \frac{k(x + a)}{x}; \quad y = \frac{k(a \cdot x^2 + b \cdot x + c)}{x},$$

unde y are semnificaţia indicatorului de daună a cărui valoare dorim s-o aflăm ; x este durata întreruperii electrice ; a, b, c, k sînt parametrii ecuaţiilor care determină indicatorul de daună.

Se constată că pe baza valorilor din anexă se poate determina valoarea daunei funcţie de durata întreruperii electrice a oricărui consumator industrial cu specific tehnologic analog cu cei prezentaţi, însă de capacităţi de producţie (Q) şi puteri medii absorbite (P_a) diferite :

$$D_T = G_Q \cdot Q \cong G_{Pa} \cdot P_a$$

Cunoscînd valoarea daunei pe întrerupere, se poate determina valoarea indicatorului specific de daună :

$$d_{Te} = \frac{D_T}{T_e} \quad [\text{lei/min}]$$

În cazul în care dorim ca eroarea de estimare a acestor indicatori să fie minimă, se utilizează valorile parametrilor în varianta „fără beneficiu", urmînd ca dauna atribuită acestui element să fie calculată şi adăugată de consumator.

Este de menţionat faptul că valorile indicatorilor de daună prezentaţi în anexă corespund categoriilor 1 şi 2 de receptoare (conform titulaturii din PE-124) din cadrul platformelor petrochimice. Receptoarele de categorie 0, la care întreruperea alimentării poate conduce la explozii, incendii şi deteriorări de utilaj, care sînt alimentate din surse independente de sistem, nu fac obiectul prezentei comunicări.

În ceea ce priveşte indicatorii de daună corespunzători produselor de livrare din cadrul unui consumator industrial :

c_p [t/min] — producţia nerealizată raportată la minutul de întrerupere electrică ;
d_{cp} [lei/t] — dauna pe întrerupere raportată la producţia nerealizată,

aceştia se estimează cu ajutorul relaţiilor :

$$c_k^p = \frac{C_k^p}{T_e}$$

$$C_k^p = \frac{Q_1^p \cdot T_{h1}^p + Q_2^p \cdot T_{h2}^p + \ldots + Q_k^p \cdot T_{hk}^p + \ldots + Q_n^p \cdot T_{hn}^p}{n}$$

ANEXA 1

Valorile parametrilor de estimare a indicatorilor de daună

Nr. crt.	Denumire consumator	X [min]	G_Q [lei/t/h]			G_{Pa} [lei/kW]			d_{Pa} [lei/kWh]				d_W [lei/kWh]
			a	b	c	a	b	c	k	a	b	c	
1	Distilare atmosferică și sub vid — DAV	1 ÷ 5	2,98	23,20	—	0,34	2,42	—	16,52	9,05	—	—	7,44
		6 ÷ 180	1,63	155,54	—	0,21	19,91	—	13,04	91,96	—	—	7,44
2	Reformare catalitică — RC	1 ÷ 180	10,62	2068	—	0,11	23,32	—	7,04	198,73	—	—	4,83
3	Cracare catalitică — CC	1 ÷ 180	— 0,026	19,40	959	$-5,88 \cdot 10^{-4}$	0,411	20,02	2,89	— 0,0122	8,54	414,27	7,54
4	Absorbție și fracționare gaze — AFG —	1 ÷ 180	0,03875	15,68	605	$-1,27 \cdot 10^{-4}$	0,104	6,63	0,838	— 0,009	7,48	471,24	4,16
5	Cocsare — COCS	1 ÷ 15	3,34	77,01	—	0.135	3,464	—	8,13	25,57	—	—	5,50
		16 ÷ 180	3,24	669,10	—	0,206	14,157	—	12,38	68,50	—	—	5,50
6	Hidrofinare motorină — HM	1 ÷ 180	5,26	2189	—	0,36	141,21	—	21,68	390,81	—	—	11,21
7	Rafinărie de petrol	1 ÷ 180	— 0,0235	15,76	1378	$-4,55 \cdot 10^{-4}$	0,2738	24,20	2,52	— 0,0109	6,44	577	5,74
8	Olefine	1 ÷ 180	— 0,0791	76,96	13156	—	—	—	—	—	—	—	—
9	Polietilenă	1 ÷ 60	217	46448	—	0,22	44	—	13,62	193,85	—	—	11,91
		60 ÷ 180	232	58231	—	0,24	55,52	—	14,19	236	—	—	11,91
10	Anhidridă maleică — AM	1 ÷ 180	116	2882	—	0,14	3,84	—	9,01	22,5	—	—	4,49
11	Anhidridă ftalică — AF	1 ÷ 180	109	6381	—	0,10	6,10	—	5,90	62,10	—	—	3,03
12	Uzină petrochimică	1 ÷ 180	— 0,223	242,3	26553	—	—	—	—	—	—	—	—

Observație: — Pentru G_Q și G_{Pa}, cînd avem parametrii a și b se folosește ecuația $y = ax + b$, iar cînd avem parametrii a, b, c se folosește ecuația $y = ax^2 + bx + c$.
— Pentru d_{Pa}, cînd avem parametrii k și a se folosește ecuația $y = k(x + a)/x$, iar cînd avem parametrii k, a, b și c se folosește ecuația $y = k(ax^2 + bx + c)/x$.

ANEXA 2

Valorile parametrilor de estimare a indicatorilor de daună în varianta fără aportul „beneficiului nerealizat".

Nr. crt.	Denumire consumator	X [min]	G_Q [lei/t/h]			G_{Pa} [lei/kW]			d_{Pa} [lei/kWh]				d_W [lei/kWh]
			a	b	c	a	b	c	k	a	b	c	
1	Distilare atmosferică și sub vid — DAV	1 ÷ 5	1,21	9,54	—	0,15	0,12	—	6,93	9,83	—	—	4,49
		6 ÷ 180	0,98	90,75	—	0,12	11,90	—	7,73	92,42	—	—	4,49
2	Reformare catalitică — RC	1 ÷ 180	6,64	1359	—	0,073	15,016	—	4,39	205,25	—	—	3,99
3	Cracare catalitică — CC	1 ÷ 180	— 0,01	7,15	535	$-2,27 \cdot 10^{-4}$	0,144	11,35	1,26	— 0,0107	6,84	540,22	4,03
4	Absorbție și fracționare gaze — AFG	1 ÷ 180	0,014	5,65	355	$-0,7 \cdot 10^{-4}$	0,0298	3,94	0,344	0,0119	5,15	687,5	2,35
5	Cocsare — COCS	1 ÷ 15	1,26	38,04	—	0,066	2,063	—	4,02	30,75	—	—	3,17
		16 ÷ 180	1,67	228,67	—	0,121	5,14	—	7,20	43	—	—	3,17
6	Hidrofinare motorină — HM	1 ÷ 180	2,05	1037	—	0,13	64,73	—	9,18	474,81	—	—	4,83
7	Rafinărie de petrol	1 ÷ 180	— 0,0128	7,261	759	$-2,25 \cdot 10^{-4}$	0,1311	14,01	1,375	— 0,0101	5,83	616	3,28
8	Olefine	1 ÷ 180	— 0,0708	64,01	8591	—	—	—	—	—	—	—	—
9	Polietilenă	1 ÷ 60	98,42	28935	—	0,09	25,25	—	5,51	275,1	—	—	4,18
		60 ÷ 180	104	43058	—	0,10	38,60	—	6,07	380	—	—	4,18
10	Anhidridă maleică — AM	1 ÷ 180	105	2576	—	0,12	3,09	—	8,12	22,2	—	—	4,05
11	Anhidridă ftalică — AF	1 ÷ 180	22,68	5037	—	0,08	4,76	—	4,50	63,5	—	—	2,35
12	Uzină petrochimică	1 ÷ 180	— 0,888	306,40	12360	—	—	—	—	—	—	—	—

Observație: — Pentru G_Q și G_{Pa}, cînd avem parametrii a și b se folosește ecuația $y = ax + b$, iar cînd avem parametrii a, b, și c se folosește ecuația $y = ax^2 + bx + c$.
— Pentru d_{Pa} cînd avem parametrii k și a se folosește ecuația $y = k(x + a)/x$, iar cînd avem parametrii k, a, b și c se folosește ecuația $y = k(ax^2 + bx + c)/x$.

unde

p este produsul de livrare pentru care se face estimarea indicatorului din cadrul consumatorului k;

Q_k^p — capacitatea orară de livrare a produsului p (t/h);

T_{hi}^p — durata de întrerupere a livrării produsului p;

$$d_{cp}^p = \frac{D_k^p}{C_k^p}$$

$$D_k^p = \frac{D_1^p + D_2^p + \ldots + D_k^p + \ldots + D_n^p}{n}$$

D_1^p — dauna datorită nelivrării produsului p, ca urmare a întreruperii în alimentarea cu energie electrică;

D_{1-b}^p — idem, mai puțin dauna atribuită beneficiului nerealizat ($-b$).

$$d_{cp-b}^p = \frac{D_{k-b}^p}{C_k^p}$$

Valorile acestui indicator pentru produsele de livrare din cadrul rafinăriilor de petrol pot fi consultate în lucrările de cercetare ale ICEMENERG din 1977.

Preocupările și rezultatele practice obținute în acest domeniu permit să se tragă unele concluzii asupra modului de evaluare și utilizare a indicatorilor de daună.

a) Caracteristicile de evaluare a daunelor funcție de durata întreruperii electrice sînt specifice unui anumit consumator. Generalizarea acestora pentru un grup de consumatori cu specific tehnologic asemănător se poate face cu ajutorul indicatorilor generali de daună G_Q, G_{Pa}, G_{Pi} în raport cu:

Q — capacitatea medie uniorară de producție (t/h);

P_a — puterea medie uniorară absorbită (kW);

P_i — puterea instalată (kW).

b) Alegerea capacității uniorare de producție (Q), ca element de raportare a daunei pe întrerupere, a fost necesară datorită faptului că pentru unele procese tehnologice cu specific asemănător, utilizarea elementelor de raportare P_a și P_i conduce la rezultate foarte dispersate. Aceasta datorită faptului că acționarea din cadrul unor procese tehnologice asemănătoare se face, la unele, cu energie electrică, iar la altele cu energie termică.

c) Evaluarea daunei pe întrerupere cu eroarea cea mai mică se obține utilizînd indicatorii generali de daună, în ordinea G_Q, G_{Pa}, G_{Pi}, în varianta „fără beneficiu", urmînd ca dauna atribuită acestui element economic să fie calculată și adăugată de consumator.

d) Referitor la indicatorii specifici de daună rezultă:

d_{Te} = lei pe minutul de întrerupere electrică corespunde unui anumit consumator, neputînd fi generalizat datorită capacităților de producție diferite ale proceselor asemănătoare;

d_{Pa} = lei pe kWh nelivrată se dă funcție de durata întreruperii electrice de sistem și poate fi utilizat pentru consumatorii cu specific tehnologic asemănător;

d_W = lei/kWh nu depinde de durata întreruperii electrice de sistem; poate determina importanța consumatorului din punctul de vedere al întreruperii alimentării cu energie electrică din sistem.

e) Pentru produsele de livrare din cadrul unor consumatori industriali cu specific tehnologic asemănător pot fi utilizați:

d_{cp} = lei/t, cu caracter general;

c_p = t/min, specific fiecărui consumator în parte.

f) Pentru a dispune de un volum cît mai mare de informații în ceea ce privește indicatorii generali și specifici de daună, este necesar să se întreprindă acțiuni de analiză de acest gen din partea institutelor de cercetare de ramură ale consumatorilor industriali.

Bibliografie

[1] Nitu, V. I. *Fiabilitatea instalațiilor energetice*. Editura Academiei. R.S.R., București, 1973.

[2] Mihăileanu, C. *Efecte de instabilitate dinamică ale golurilor de tensiune din nodurile cu sarcină rezistivă, sincronă și asincronă ale sistemelor electroenergetice*. Teză de doctorat, IP București, 1972.

[3] Mihăileanu, C., Perea, A. și Simion, E. *Probleme privind continuitatea în alimentarea cu energie electrică și termică a platformelor industriale*. Comunicare la Consfătuirea energeticienilor, Galați, 1976.

[4] Pocată, A., Perea, A., Stoica, A. și Crăciun, I. *Considerații privind optimizarea nivelului de siguranță în alimentarea cu energie electrică a platformelor industriale petrochimice*. Comunicare la al 3-lea Simpozion „Siguranța în funcționare a instalațiilor energetice", Suceava, 1975.

[5] Mihailov, V. *Nadejnosti elektrosnabjeniia promîslennih predpriatii.* Ed. Energhiia, Moscova, 1973.

[6] Petcu, M. şi Soci, A. *Evaluarea economică a efectelor întreruperilor în alimentarea cu energie electrică a întreprinderilor industriale.* Comunicare la Consfătuirea de la Galaţi, octombrie 1970.

[7] Albert, H. şi Perea, A. *Metodologia de stabilire a caracteristicilor de daune datorită întreruperilor în alimentarea cu energie electrică a marilor consumatori industriali.* Comunicare la Simpozionul de siguranţă, Bucureşti, 1973.

[8] Alexandrescu, T. şi Perea, A. *Caracteristicile de daune pe produse de fabricaţie la Rafinăria Piteşti, rezultate prin aplicarea metodei analizei procesului tehnologic.* Comunicare la Simpozionul de siguranţă, Bucureşti, 1973.

[9] Alexandrescu, T., Perea, A. şi Clapa, I. *Caracteristicile de daune pe produse de fabricaţie la Grupul industrial petrochimic Piteşti rezultate prin aplicarea metodei de analiză a procesului tehnologic.* Comunicare la Sesiunea de comunicări tehnico-ştiinţifice ICENERG – IRME, Bucureşti, 1973.

[10] Stoica, A. şi Perea, A. *Consideraţii privind caracteristicile procesului tehnologic funcţie de durata întreruperii alimentării cu energie electrică la Rafinăria Brazi.* Comunicare la Conferinţa energeticienilor din România, Bucureşti, 1974.

[11] Stoica, A., Perea, A. şi Crăciun, I. *Evaluarea efectelor economice ale întreruperilor în alimentarea cu energie electrică a consumatorilor industriali.* Comunicare la Secţia de comunicări a Municipiului Bucureşti, 1975.

[12] Perea, A. şi Stoica, A. *Considérations concernant la détermination des dommages provoqués par les interruptions dans l'alimentation avec énergie électrique des consommateurs industriels de la pétrochimie.* Comunicare la a 8-a Conferinţă internaţională de energie industrială, Gdansk, 1975.

[13] Linder, H. *Evaluarea economică a fiabilităţii alimentării cu energie electrică a consumatorilor industriali.* În: Energietechnik nr. 8, 1968.

[14] Afonin, N. *Nadejnosti elektrosnabjeniia promîslennih predpriatii.* Gosenergoizdat, Moscova, 1958.

Consideraţii privind criteriile de stabilire a schemelor optime de alimentare cu energie electrică a consumatorilor industriali

ing. V. Cefranov
şi ing. R. Sfichi*)

1. Generalităţi

La stabilirea schemelor optime de alimentare cu energie electrică a consumatorilor industriali intervin în calcule o serie de elemente, cum ar fi:

— puterea maximă şi timpul de utilizare a puterii maxime cerute de consumatori;

— timpul de întrerupere maxim admis de consumatori şi valoarea daunelor care pot să apară;

— situaţia energetică din zona de amplasament a consumatorilor;

— perspectiva de dezvoltare a zonelor de amplasament a consumatorilor ş. a.

Soluţiile de alimentare cu energie electrică a consumatorilor industriali se stabilesc în funcţie de criteriile cunoscute:

— investiţiile necesare;

— siguranţa în continuitatea alimentării cu energie electrică a consumatorilor;

— nivelul consumului propriu tehnologic în transportul şi distribuţia energiei electrice.

Toate aceste criterii sînt sintetizate într-un unic criteriu — cel al cheltuielilor totale actualizate minime —, criteriu după care se decide, în ultimă instanţă, alegerea soluţiei celei mai eficiente, dintr-un număr de variante supuse analizei.

Lucrarea de faţă îşi propune analiza cheltuielilor totale actualizate în vederea alimentării cu energie electrică a consumatorilor industriali cu puterea maximă absorbită de pînă la 20 MVA, din punctul de vedere al consumului propriu tehnologic (CPT) şi stabilirea în final a unor diagrame de calcul simplificat.

2. Soluţiile de alimentare cu energie electrică a consumatorilor industriali cu $S_{max} \leqslant 20$ MVA; analiza acestora din punctul de vedere al CPT

Pentru alimentarea cu energie electrică a unor asemenea consumatori, în general pot fi analizate două soluţii:

— soluţia I — alimentarea la medie tensiune cu amplificarea eventuală a staţiilor de transformare din care este prevăzută racordarea consumatorilor;

— soluţia a II-a — alimentarea la tensiunea de 110 kV cu staţii de transformare amplasate în incintele consumatorilor sau în imediata vecinătate a acestora.

Opţiunea pentru una sau cealaltă din cele două soluţii este decisă de rezultatele calculului

*) Autorii sînt ingineri în cadrul IRE Suceava.

cheltuielilor totale actualizate anuale explicitate prin relația [1]:

$$A = \sum_{i=1}^{n} [I_i(1+a)^{-i} + C_i(1+a)^{-i} + D_i(1+a)^{-i} - V_{r_i}(1+a)^{-i}] - W_n(1+a)^{-n}, \quad (1)$$

în care

$$\sum_{i=1}^{n} I_i(1+a)^{-i} = \sum_{i=1}^{n} (I_{a_i} + I_e)(1+a)^{-i} = \sum_{i=1}^{n} I_{a_i}(1+a)^{-i} + I_e(1+a)^{-1} \quad (2)$$

În relațiile (1) și (2) semnificația simbolurilor utilizate este:

- i — anul curent în care se face cheltuiala;
- n — anul final al studiului;
- a — coeficient de actualizare (egal cu coeficientul normat de eficacitate pe ramură sau pe economie);
- I_{a_i} — investițiile efective în anul i, conform eșalonării preconizate;
- I_e — investițiile de echivalare de putere ($I_e = \Delta P \cdot 4250$ lei/kW, în care ΔP sînt pierderile de putere, exprimate în kW);

$$\sum_{i=1}^{n} C_i(1+a)^i = \sum_{i=1}^{n} C_{0_i}(1+a)^i + \sum_{i=1}^{n} C_{e_i}(1+a)^i; \quad (3)$$

- C_{0_i} — cheltuielile anuale efective de exploatare în anul i;
- C_{e_i} — cheltuielile de echivalare pentru energie electrică ($C_{e_i} = \Delta W \cdot \delta \cdot 0{,}20$ lei/kWh, în care ΔW este pierderea de energie electrică și δ — coeficient de corecție care ține seama de costul energiei electrice în diferite puncte din sistem);
- D_i — valoarea daunelor probabile în anul i;
- V_{r_i} — valori reziduale ale instalațiilor dezafectate în anul i;
- W_n — valoarea remanentă a întregii instalații în anul n.

Dacă din expresia matematică a cheltuielilor totale actualizate date de (1) se separă termenii care depind de investițiile efective (I_{a_i}) de termenii care depind exclusiv de CPT, se obține:

$$A = \alpha + \beta,$$

în care

$$\alpha = \sum_{i=1}^{n} [I_{a_i}(1+a)^{-i} + C_{0_i}(1+a)^{-i} + D_i(1+a)^{i} - V_{r_i}(1+a)^{-i}] - W_n(1+a)^{-n}, \quad (4)$$

$$\beta = I_e(1+a)^{-1} + \sum_{i=1}^{n} C_{e_i}(1+a)^{-i} \quad (5)$$

Prin urmare, valoarea cheltuielilor totale actualizate depinde în principal de doi factori: α — funcție de cheltuielile de investiții efective și deci de siguranța în funcționare și β — funcție de valoarea CPT.

Luînd în considerare ambele soluții de alimentare cu energie electrică a unui anume consumator, așa cum s-a arătat, vom avea:

— pentru soluția I, $A_1 = \alpha_1 + \beta_1$;

— pentru soluția a II-a, $A_2 = \alpha_2 + \beta_2$.

Evident, $\alpha_1 < \alpha_2$ și $\beta_1 > \beta_2$.

Deci:

$$\Delta A = A_2 - A_1 = (\alpha_2 - \alpha_1) - (\beta_1 - \beta_2) = \Delta\alpha - \Delta\beta$$

Pentru a se decide de pildă alegerea soluției a II-a este necesar ca $\Delta A < 0 \Rightarrow \Delta\alpha < \Delta\beta$.

Este de observat că $\Delta\beta$ reprezintă economiile de putere și energie electrică realizate în cazul adoptării schemei de alimentare la tensiunea de 110 kV față de varianta de alimentare la medie tensiune.

Este de menționat că deseori economiile de putere și energie electrică, exprimate prin $\Delta\beta$, în mod practic depășesc sporul de investiții $\Delta\alpha$ al soluției a II-a față de soluția I.

3. Metodă simplificată de calcul al cheltuielilor actualizate

Partea cea mai laborioasă de calcul a cheltuielilor actualizate o constituie tocmai termenul β, deci cel a cărui mărime depinde de valoarea CPT.

În lucrarea de față se propune o metodă de calcul simplificată ce constă numai în determinarea lui $\Delta\alpha$, care apoi să se compare cu $\Delta\beta$ dat, urmînd ca apoi să se adopte soluția I (alimentare la medie tensiune), dacă $\Delta\alpha > \Delta\beta$, sau să se adopte soluția a II-a (alimentare la tensiunea de 110 kV), dacă $\Delta\alpha < \Delta\beta$.

În metoda simplificată propusă, pentru ambele soluții de alimentare posibile s-au considerat secțiuni de cabluri sau conductoare aeriene rezultate pe baza densității economice de curent [2], deci pentru un CPT minim.

De asemenea, puterea transformatoarelor în metoda propusă este aleasă pe criteriul funcționării cu CPT minim [3].

În baza celor prezentate, s-au calculat consumurile proprii tehnologice de putere ΔP (kW) și de energie ΔW (MWh) pentru diverse puteri maxime absorbite de consumatori, $S_{max} \in [1{,}20]$ MVA, și pentru diferite distanțe ale acestora față de cea mai apropiată stație de transformare $L \in [1{,}8]$ km, luînd în considerare timpii de utilizare T_u a puterii maxime de, respectiv, 4500, 5000, 5500 și 6000 ore anual*).

Corespunzător acestor valori T_u, s-au considerat următoarele valori ale timpului pierderilor maxime τ: 2700, 3100, 3700 și 4300 ore anual.

*) Tabelul conținînd aceste consumuri proprii tehnologice poate fi consultat la redacție, din lipsă de spațiu neputînd fi publicat în acest număr al revistei.

În continuare, cu datele obținute s-au efectuat calculele de determinare pentru $\Delta\beta$, în care timpul de studiu (de calcul) s-a luat $n = 15$ ani, iar pentru valorile coeficientului de corecție s-au considerat cele din [1].

În figurile 1 — 7 s-au prevăzut variațiile $\Delta\beta$ (mii lei) în funcție de puterea maximă a consumatorilor S (MVA) pentru diferite distanțe de la aceștia la cea mai apropiată stație de transformare existentă în zonă $L \in [1,8]$ km.

Utilizînd aceste diagrame, calculul cheltuielilor actualizate se reduce simțitor, metodologia de adoptare a uneia dintre cele două soluții luate

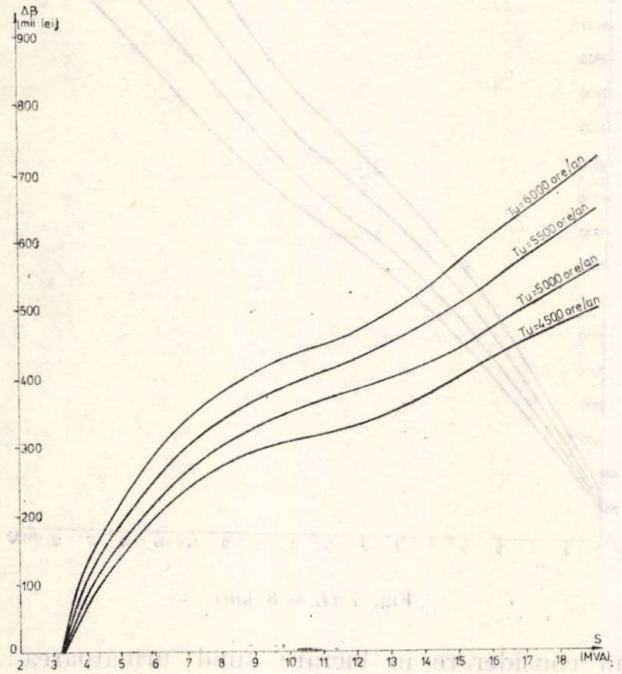


Fig. 1 ($L = 2$ km).

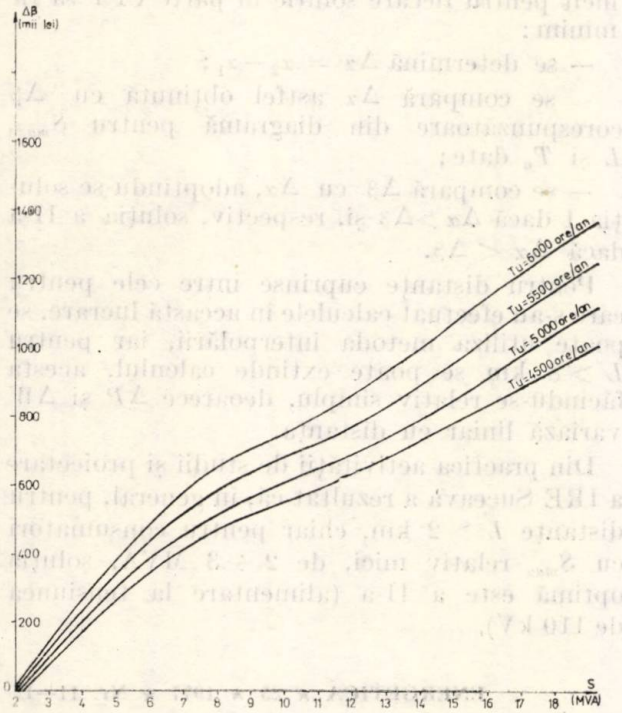


Fig. 2 ($L = 3$ km).

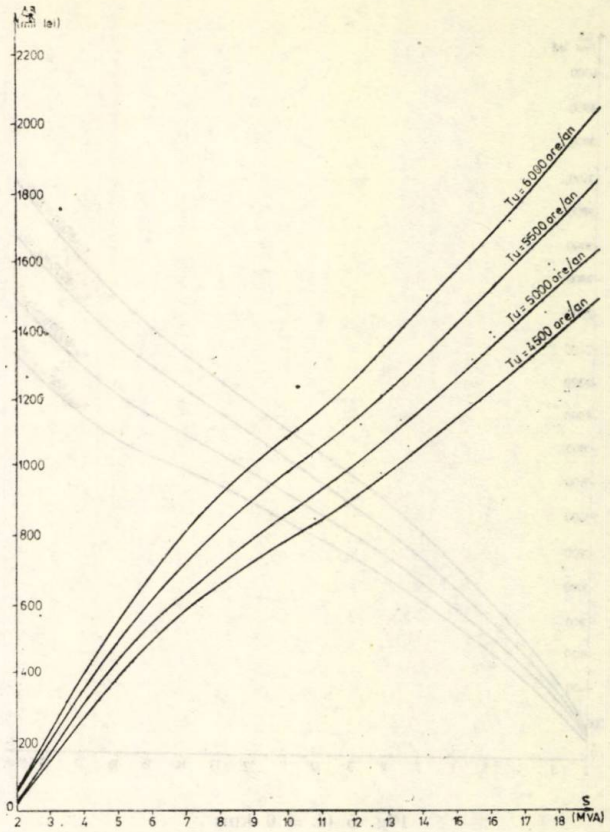


Fig. 3 ($L = 4$ km).

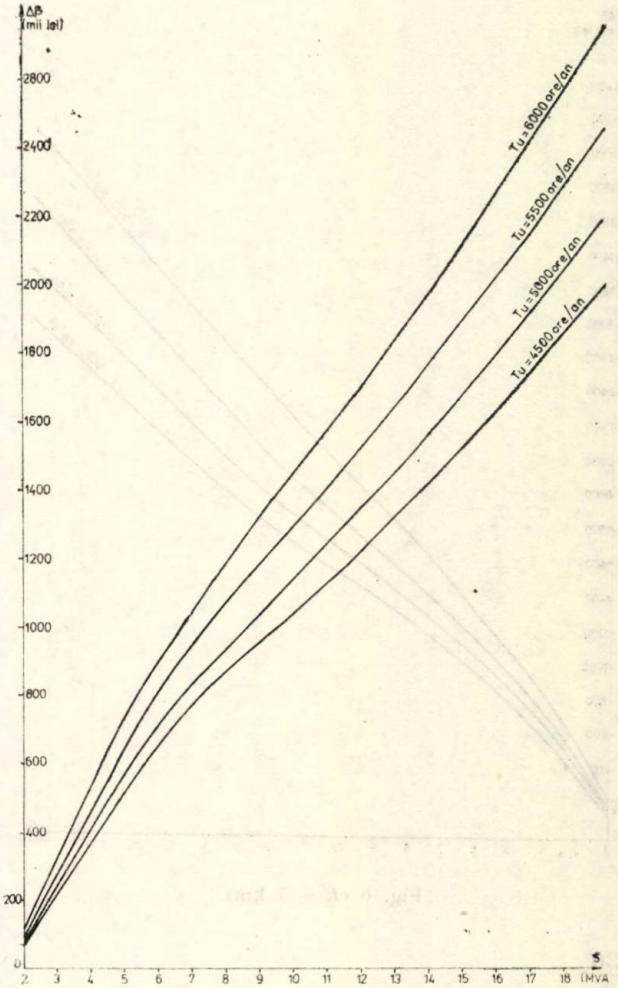


Fig. 4 ($L = 5$ km).

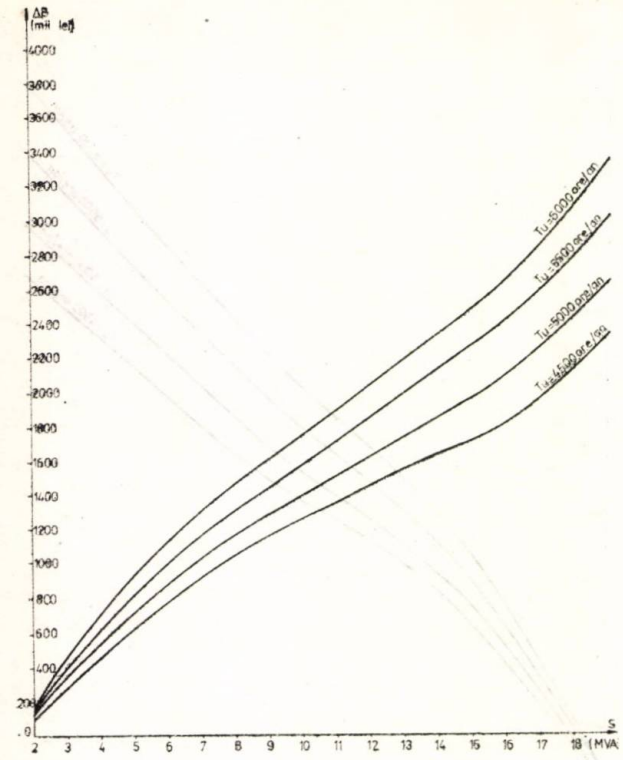


Fig. 5 ($L = 6$ km)

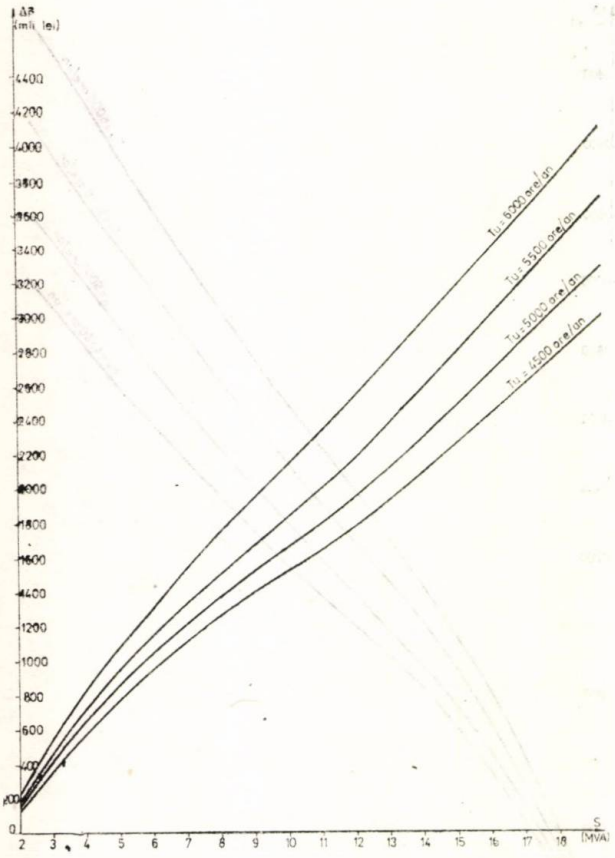


Fig. 6 ($L = 7$ km)

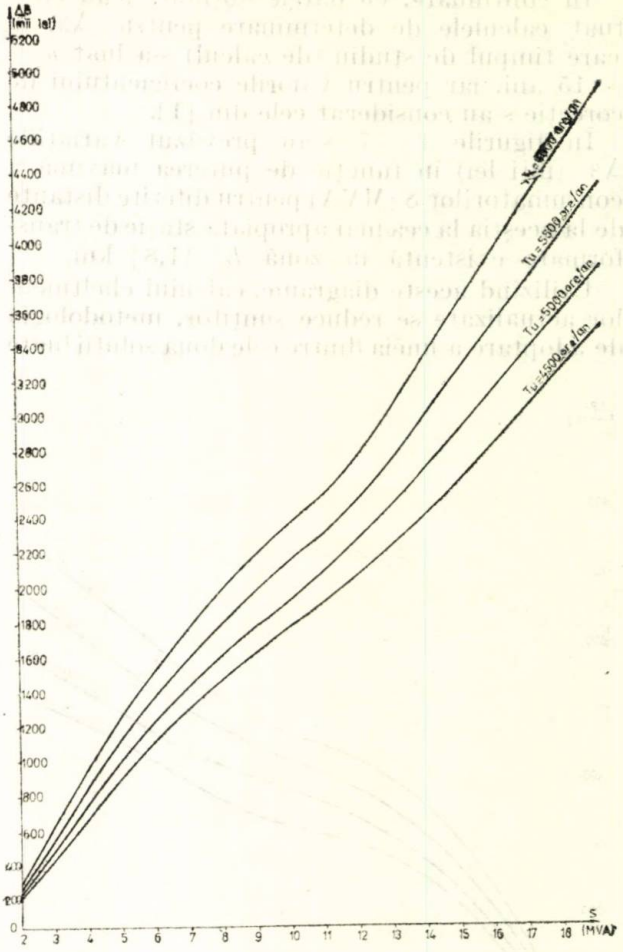


Fig. 7 ($L = 8$ km)

în considerare în lucrare fiind următoarea:

— se calculează α_1 și α_2 pentru cele două soluții în condițiile menționate anterior, astfel încît pentru fiecare soluție în parte CPT să fie minim;

— se determină $\Delta\alpha = \alpha_2 - \alpha_1$;

— se compară $\Delta\alpha$ astfel obținută cu $\Delta\beta$ corespunzătoare din diagramă pentru S_{max}, L și T_u date;

— se compară $\Delta\beta$ cu $\Delta\alpha$, adoptîndu-se soluția I dacă $\Delta\alpha > \Delta\beta$ și, respectiv, soluția a II-a dacă $\Delta\alpha < \Delta\beta$.

Pentru distanțe cuprinse între cele pentru care s-au efectuat calculele în această lucrare, se poate utiliza metoda interpolării, iar pentru $L > 8$ km se poate extinde calculul, acesta făcîndu-se relativ simplu, deoarece ΔP și ΔW variază liniar cu distanța.

Din practica activității de studii și proiectare a IRE Suceava a rezultat că, în general, pentru distanțe $L > 2$ km, chiar pentru consumatori cu S_{max} relativ mici, de $2 \div 3$ MVA, soluția optimă este a II-a (alimentare la tensiunea de 110 kV).

Exemplu de calcul

La nivelul anului 1979, într-unul din orașele județului Suceava urmează să se amplifice o platformă industrială situată la distanța $L = 3$ km de o stație de 110 kV existentă, echipată cu $1 \times 20 + 1 \times 25$ MVA, 110/MT kV, platforma avînd în 1979 $S_{max} = 20$ MVA.

În prezent, platforma, a cărei $S_{1max} = 7{,}5$ MVA, este alimentată la 6 kV printr-o LEA dublu circuit de 110 kV, cu conductoare de 3×240 mm² Ol—Al.

La apariția noilor consumatori, capacitatea LEA funcționînd la 6 kV va fi depășită.

Pentru asigurarea alimentării corespunzătoare cu energie electrică a platformei în cauză la nivelul anului 1979 se preconizează două soluții:

— trecerea la 20 kV a LEA 110 kV existente ce funcționează la 6 kV și amplificarea stației de injecție de 110 kV la 2×40 MVA;

— trecerea la 110 kV a LEA 110 kV existente și construirea unei stații de 110/20 kV — 2×25 MVA în incinta platformei.

După metoda de calcul simplificată prezentată în această lucrare a rezultat $\Delta\alpha < \Delta\beta$; deci s-a adoptat soluția a doua.

Bibliografie

[1] * * * M.E.E. *Normativ privind calculul comparativ tehnico-economic la instalațiile de producere, transport și distribuție a energiei electrice.* PE—011/1975.

[2] * * * M.E.E. *Instrucțiuni privind determinarea secțiunii economice a conductoarelor în instalațiile electrice de distribuție de 1—110 kV,* PE—135/75.

[3] Cefranov, V. *Regimul optim de funcționare a posturilor și stațiilor electrice echipate cu două unități de transformare din punct de vedere al reducerii CPT.* Referat prezentat la a doua Consfătuire a energeticienilor din județele Suceava și Botoșani. Suceava, aprilie 1977.

Comportarea instalațiilor din centralele electrice de termoficare la seismul din 4 martie 1977

Ing. **H. Popescu**
Ing. **C. Enescu**
Ing. **Gh. Peneacă**
Ing. **K. Pintea***

A. Comportarea instalațiilor termomecanice

Principalele instalații termomecanice (cazane, turbine, pompe de alimentare, schimbătoare de căldură etc.) nu au suferit avarii directe în urma seismului.

S-au înregistrat avarieri ale echipamentului termomecanic ca urmare a prăbușirii construcțiilor peste aceste echipamente.

Această situație a avut loc în special la Centrala București-vest, unde acoperișul sălii mașinilor s-a prăbușit peste instalațiile în funcțiune.

Prăbușirea acoperișului peste turbina cu abur 1, aflată în funcționare la plină sarcină, a condus la ruperea unor conducte de ulei din circuitul de reglaj-comandă, uleiul împroșcat ajungînd pe suprafețele calde ale conductelor și carcaselor turbinei dezgolite în urma impactului și a condus la declanșarea unui incendiu.

La Centrala București-sud, la cazanele TGM-84 nr. 1, 2, 3, 4 s-a înregistrat îndoirea și deteriorarea nodurilor de prindere ale contravîntuirilor seismice de legătură dintre stîlpii din spatele cazanului și construcția metalică a peretelui sălii cazanelor.

În urma seismului s-a înregistrat deplasarea conductelor de apă de alimentare și abur viu la CET Grozăvești și București-sud. Această deplasare a fost însoțită de deteriorarea, desprinderea sau ruperea suporturilor. S-au refăcut suporturile și s-au readus conductele pe pozițiile inițiale.

Controalele nedistructibile întreprinse la îmbinările sudate ale conductelor de abur viu, prin sondaj la centralele București-sud și Grozăvești, nu au scos în evidență situații anormale.

Controlul asupra unor epruvete, aparținînd unui tronson din conducta de abur viu extras de la cazanul TGM-84 din centrala Grozăvești, prelevat dintr-o zonă de solicitare maximă și de la o conductă deplasată în urma cutremurului, de asemenea nu a scos în evidență situații deosebite.

S-a înregistrat deplasarea de pe suporturi a colectorului de retur termoficare magistralele I—IV din CET București-sud, avînd diametrul Dn 1100.

La Centrala București-vest, conductele de legătură de abur supraîncălzit intermediar dintre ventilele de reglaj și carcasa turbinei au fost lovite și deformate. Repuse în funcțiune cu deformații și supuse unui control riguros, s-a constatat după circa 200—300 ore de funcționare tendința de revenire a deformațiilor și a ovalităților la forma perfect rotundă avută inițial. Conductele au funcționat în această situație peste 2300 ore fără inconveniente. Viteza de revenire a fost mai accelerată în prima mie de ore de funcționare, după care ea a scăzut. Tendința de revenire continuă și în prezent.

Se poate conchide că echipamentele termomecanice instalate în centralele Întreprinderii Electrocentrale București au avut o bună comportare la seism.

B. Echipamentul electroenergetic

1. *Stațiile electrice de 110—400 kV*

În stațiile electrice exterioare, au avut de suferit în urma seismului aparatajele electrice primare montate pe suporturi de beton. Astfel, coloanele izolante ale întreruptoarelor de tip IO de 220 kV și 400 kV s-au fisurat în zona flanșei de fixare pe suporturi. Asemănător s-au comportat și descărcătoarele de 110, 220 și 400 kV, reductoarele de tensiune de 400 kV și bobinele de cuplaj ale telefoniei de

*) Autorii lucrează la Intreprinderea Electrocentrale București.

înaltă frecvență de tip Siemens, montate de asemenea pe coloane izolante și suporturi de beton.

La aparatajele de înaltă tensiune racordate la barele stațiilor cu funii din Al—OL s-au constatat smulgerea clemelor de racord și deformarea bolțurilor de racord, ceea ce a condus la pierderea uleiului din acestea pînă la nivelul bolțului.

2. *Transformatoarele de putere*

Transformatoarele de putere au fost afectate de seism în două moduri.

În primul rînd, la transformatoarele de putere mare, 80 MVA, și 125 MVA, avînd tensiunea de 10 kV, datorită mișcării transformatoarelor în lungul liniilor suport s-au rupt bornele de trecere pe partea de joasă tensiune.

Acest lucru este posibil datorită legăturilor, care, fiind calculate la curenți mari, nu sînt suficient de flexibile. De asemenea, aceste ruperi au fost favorizate și de faptul că bornele sînt de curent mic, avînd cîte 3—4 borne pe fază.

Izolatoarele de pe partea de joasă tensiune de la transformatoarele de 170 MVA de 24 000 V și 10 000 A, datorită construcției robuste, n-au avut de suferit. Mișcarea transformatoarelor pe linie s-a datorat opritorilor, care s-au dovedit fragile la asemenea solicitări.

În al doilea rînd, transformatoarele de putere au alunecat de pe șinele-suport. Acest lucru a fost favorizat de construcția simplă a casetelor-suport ale roților transformatoarelor.

Casetele din tablă de 10—12 mm s-au deformat sau s-au rupt.

Un alt element care a favorizat alunecarea transformatoarelor a fost eclisa de suprainălțare a transformatoarelor spre releul Buchholz.

Eclisa, nefiind rigidizată față de șină, a sărit de sub roată în timpul seismului.

S-a constatat deformarea bolțurilor de la bornele de trecere de înaltă tensiune ale transformatoarelor.

3. *Celulele debroșabile cu întreruptoare IO*

O deficiență manifestată în timpul seismului a fost înregistrată la celulele debroșabile de 6 kV cu întreruptoare IO, unde, datorită sistemului de blocare în celulă nesatisfăcător, cărucioarele au ieșit din celule.

Nu s-au înregistrat avarii datorită dispariției tensiunii pe barele colectoare.

4. *Bateriile de acumulatoare*

În condițiile concrete în care au avut de suferit avarii grave, bateriile de acumulatoare de curent continuu, singura sursă de alimentare a întregii automatici din centrale și stații, a întregului sistem de protecție, precum și a consumatorilor vitali, au influențat la oprirea în siguranță a agregatelor, creînd probleme deosebite asupra restului instalațiilor și prin efectul chimic al acidului sulfuric scurs.

Bateriile de acumulatoare de tip staționar au fost deteriorate prin răsturnare și spargerea vaselor din sticlă. S-au constatat comportări diferite la acțiunea seismului a bateriilor de acumulatoare cu vase montate pe izolatoare sferice, față de cele cu vase montate pe izolatoare cu pivoți, la ultimele neînregistrîndu-se spargeri de vase.

S-a mai constatat că bateriile de acumulatoare montate la cota zero sau în subsoluri s-au comportat mult mai bine decît cele montate în încăperile de la etaj, la primele constatîndu-se numai cîteva vase sparte, față de distrugerea totală a celor montate la etaj.

Se consideră că măsurile propuse a se realiza pentru consolidarea bateriilor nu sînt suficient aprofundate, fiind incomplete, întrucît nu împiedică și deplasarea plăcilor pozitive și negative în interiorul vaselor, ceea ce favorizează spargerea acestora în timpul seismului.

Față de constatările în legătură cu comportarea instalațiilor în timpul seismului, este oportun să se realizeze o serie de îmbunătățiri în scopul asigurării unui grad sporit de siguranță :

— se propune ca la bateriile staționare de curent continuu să se înlocuiască vasele din sticlă cu vase din material plastic incasabil;

— de asemenea, pentru asigurarea alimentării cu energie electrică a consumatorilor vitali în asemenea situații de avarii, este necesară dotarea centralelor electrice cu grupuri electrogene de putere corespunzătoare acestui scop, în baza unor studii de oportunitate;

— reanalizarea sistemelor constructive și a modului de fixare la locul de montaj a aparatajului electric primar din stațiile cu tensiuni mai mari de 110 kV, amplasate în zone cu un grad de seismicitate ridicat;

— studierea și adoptarea unor soluții eficiente privind montarea unor elemente compensatoare la barele capsulate;

— adoptarea unor soluții îmbunătățite privind realizarea sistemului de răcire și susținere a acestuia în turnuri de răcire cu tiraj natural, în sensul reducerii sarcinii specifice;

— reconsiderarea soluțiilor constructive privind legarea construcțiilor de structura de rezistență a echipamentelor (contravîntuiri seismice din partea din spate a cazanelor).

Aspecte privind comportarea la cutremur a instalațiilor electrice. Concluzii pentru proiectare

prof. dr. doc. ing. **V. I. Nitu**
ing. **P. Rașcu**
ing. **B. Stoleru**
ing. **D. Voinea***)

1. Efecte produse de cutremurele de pămînt asupra instalațiilor electrice

Literatura de specialitate menționează un număr destul de redus de cazuri în care cutremurele de pămînt au provocat avarii serioase în instalațiile electrice de înaltă tensiune, lucru ce trebuie pus în legătură, pe de o parte, cu faptul că istoria construcției acestor instalații numără mai puțin de șapte decenii**), iar pe de altă parte cu apariția relativ recentă a lor în zonele cu seismicitate ridicată de pe glob.

În Chile, spre exemplu, țară cu una dintre cele mai ridicate seismicități din lume, unde dezvoltarea rețelei electrice de transport a început practic după cel de-al doilea război mondial, pînă în anul 1960 singurele efecte semnalate se refereau la funcționări intempestive ale releelor Buchholz.

În urma unor seisme mai puternice care au avut loc în anul 1960 și au afectat trei stații electrice, s-a constatat doar ruperea a două coloane de întreruptor, deplasarea cu circa 50 cm dincolo de căile de rulare a două transformatoare de 15 și 20 MVA și avarierea gravă a unei baterii de condensatoare de 13,2 kV montată în exterior.

În schimb, la cutremurul din martie 1965, cu magnitudinea 7—7,5 (Richter), în stația 110 kV San Pedro, la circa 90 km de epicentru, unde s-a apreciat o intensitate 9 (scara MM), au avut loc distrugeri importante constînd din ruperea a 38 coloane de întreruptoare cu aer comprimat (dintr-un total de 48, respectiv 7 din 8 întreruptoare) și a unicului întreruptor cu ulei puțin, a 2 transformatoare de curent și a 3 transformatoare de tensiune. Separatoarele nu au avut de suferit.

Același cutremur, resimțit la Santiago cu intensitatea 7 (MM), a provocat spargerea a 3 coloane de întreruptor (dintr-un total de 66, respectiv 11 întreruptoare). Restul echipamentului, de același tip cu cel de la San Pedro, a rămas intact [5].

În Turcia, un cutremur cu magnitudinea 7 (Richter) a avariat grav, la 22 iulie 1967, o stație de 154 kV situată la circa 35 km de localitatea Adapazari (aproximativ 100 km est de Bosfor). Au fost distruse toate cele 10 întreruptoare cu aer comprimat, 10 separatoare tripolare (din 30), 40 transformatoare de curent (din 57) și 2 descărcătoare (din 6). Opt zile mai tîrziu un nou cutremur a distrus alte 6 întreruptoare (din 8, care fuseseră instalate între timp), 3 separatoare și 7 transformatoare de curent. Transformatoarele principale nu au fost avariate [2].

Avarieri ale echipamentelor electrice din stații au mai avut loc în S.U.A. (la Sylmar — California, februarie 1971, magnitudinea 6,5, accelerația maximă a solului 1,18 g), în Japonia (la Ohyama în aprilie 1965 și la Shizuoka în mai 1965), în Formosa (ianuarie 1964), în Peru (1966) și în Nicaragua (la Managua în 1972).

În România, cutremurul din 10 noiembrie 1940 nu a afectat nici una din puținele stații electrice de înaltă tensiune existente la acea vreme. Cu totul alta a fost situația la recentul cutremur din 4 martie 1977, cînd au avut loc avarii importante în instalațiile de 110—400 kV, și anume:

— la autotransformatoare și transformatoare cu puteri între 10—400 MVA: deplasări pe fundație și dincolo de fundație (75 cazuri), defecte interne (8 cazuri), deteriorări de ventilatoare, ruperi și deformări ale racordurilor de înaltă tensiune și ale cablurilor auxiliare etc.;

— la transformatoarele de măsură: pierderi de etanșeitate (28 cazuri), ruperi de izolatoare (2 cazuri);

— la întreruptoare: ruperi ale coloanelor izolante (49 cazuri);

— la descărcătoare: ruperi de izolatoare (25 cazuri);

— la bobine de înaltă frecvență: distrugeri prin răsturnare (2 cazuri);

— la bateriile de acumulatoare: deplasări, deformarea plăcilor și a legăturilor electrice, răsturnarea și spargerea vaselor de sticlă (47 cazuri);

— smulgeri de conductoare din cleme și smulgeri de la bornele aparatelor, sau împreună cu bornele aparatelor, a conductelor și clemelor de racord;

— balansări considerabile ale conductoarelor flexibile neavariate sau rupte, care au provocat scurtcircuite între faze și la pămînt.

Nu s-au produs avarieri remarcabile la elementele de construcție — cadre, suporturi, fundații, canale — din stațiile exterioare (exceptînd ruperea îmbinării unei rigle de la un cadru de beton armat dintr-o stație de 110 kV, fenomen favorizat de o sudură necorespunzătoare). În schimb, la clădirile stațiilor interioare s-au semnalat mai multe defecțiuni, care însă în general nu au afectat structura de rezistență. Ca urmare a spargerii vaselor de la bateriile de acumulatoare situate la niveluri superioare, soluția acidă a electrolitului s-a infiltrat prin

*) Autorii lucrează la ISPE.

**) Premierele mondiale au avut loc astfel: 110 kV în 1912 (Germania), 220 kV în 1923 (S.U.A.) 400 kV în 1952 (Suedia), 735 kV în 1965 (Canada).

planșee și pereți, precum și prin conductele instalațiilor interioare de iluminat, provocînd anumite degradări locale ale construcției.

Demnă de menționat este promptitudinea cu care s-a acționat pentru repunerea în funcțiune a instalațiilor; astfel, echipamentele de înaltă tensiune avariate au fost înlocuite sau reparate în cea mai mare parte într-un timp record, de numai cîteva zile, iar la stațiile unde au fost distruse bateriile de acumulatoare s-au folosit provizoriu baterii auto.

Din compararea efectelor cutremurelor menționate se constată următoarele:

— intensitatea seismelor care au provocat avarii a fost între 7 și 9 (scara MM);

— tipurile cele mai frecvente de deteriorări la aparate au constat din ruperi ale coloanelor izolante la întreruptoare; în proporție mai redusă au fost avariate izolatoarele celorlalte aparate (transformatoare de măsură, descărcătoare etc.). Nu se semnalează decît rar distrugeri de separatoare;

— la unele dintre transformatoarele de putere, la care nu s-au luat măsuri adecvate de imobilizare pe fundație, au avut loc deplasări (uneori incredibil de mari), conducînd la defecte interne, deteriorarea bornelor de înaltă tensiune și a sistemului de racord (în special pe partea de medie tensiune, unde de obicei se folosesc conductoare rigide), avarierea sistemului de răcire;

— în deschiderile în care nu au fost montate cu săgeată suficientă, conductoarele flexibile au fost smulse din cleme sau au avariat bornele aparatelor;

— deteriorarea bateriilor de acumulatoare cu plumb în vase deschise de sticlă, fenomen caracteristic la cutremurul din 4 martie 1977 din România, este rar menționată în relatările cu privire la urmările seismelor din alte țări [28].

2. Aspecte specifice privind rezistența la cutremur a echipamentelor electrice

2.1. *Nivelul necesar de asigurare la cutremur a instalațiilor electrice, în comparație cu clădirile, se stabilește pornind de la cerințe substanțial diferite*

În cazul clădirilor de locuit, deteriorarea lor pînă la limita la care mai este posibilă doar evacuarea fără pericol a oamenilor reprezintă in extremis o situație încă acceptabilă; de aceea din motive economice prescripțiile de calcul la cutremur pentru clădiri admit explicit sau implicit (prin coeficienți de siguranță, metode de dimensionare) apariția unor avarii chiar la structura de rezistență [2].

Instalațiile electrice care deservesc diferitele categorii de receptoare trebuie să rămînă, în schimb, practic intacte atît în timpul și cît după terminarea cutremurului, întrucît, dat fiind gradul ridicat de dependență de energia electrică al întregii activități sociale și economice, întreruperile de lungă durată în alimentare au, prin întinderea lor, efecte deosebit de grave: riscul fiind, așadar, mult mai ridicat decît în cazul avarierii clădirilor, este necesar să se asigure o rezistență sensibil mai mare la cutremur pentru echipamentul electric.

Pe de altă parte, pagubele materiale care rezultă în urma nealimentării consumatorilor (pierderi de utilaje, pierderi de producție etc.) depășesc cu mult costul măsurilor de aseismicizare, care uneori sînt atît de reduse, încît aplicarea lor poate interesa chiar și țările cu o seismicitate mai redusă [7].

2.2. *Particularitățile în comportarea la seisme a echipamentului electric decurg mai ales din caracteristicile materialelor folosite și din geometria structurilor*

Ca material izolant electric solid, cu rezistență mecanică și comportare bună la intemperii, porțelanul este deocamdată de neînlocuit la construcția aparatajului de înaltă tensiune, deși este friabil, are o limită de alungire mică și o rezistență redusă la impact. În plus, apariția chiar a unor mici fisuri în izolatoarele din porțelan, ca urmare a depășirii solicitării mecanice maxime admise, compromite în mare măsură calitățile izolante ale acestora, sau poate favoriza scurgeri, uneori explozive, de fluide sub presiune (ulei, aer, SF_6 etc.) cînd porțelanul este utilizat la pereți de recipiente, ca în cazul transformatoarelor de măsură, al întreruptoarelor, izolatoarelor de trecere etc. Din aceste motive, dimensionarea secțiunilor de porțelan se face cu coeficienți de siguranță relativ ridicați (cel puțin 2), iar pentru a nu se ajunge la construcții greoaie cu consum mare de material, se caută să se reducă cît mai mult solicitările mecanice și în special șocurile [8].

O analiză a geometriei structurilor la echipamentul electric scoate în evidență o serie de aspecte caracteristice, dintre care merită a fi subliniate următoarele:

a) dimensiunile și greutățile sînt incomparabil mai mici decît în cazul clădirilor; din acest motiv devine practic posibilă folosirea, în vederea reducerii solicitărilor seismice, a unor dispozitive de amortizare, introduse între echipament și elementul de susținere (suport, planșeu, fundație);

b) distribuția spațială a maselor este nefavorabilă la anumite tipuri de aparate — în special la tensiuni foarte înalte; din această categorie fac parte întreruptoarele, unele construcții de transformatoare de curent, bobinele de blocaj așezate pe suporturi etc.;

c) frecvența proprie de oscilație la marea majoritate a echipamentelor clasice de înaltă

tensiune (peste 30 kV) se găsește în gama 1 ... 10 Hz, adică în spectrul obișnuit de frecvență al oscilațiilor seismice (fig. 1);

d) amortizarea este în mod normal relativ redusă, coeficientul de amortizare*) depășind numai rareori 1%.

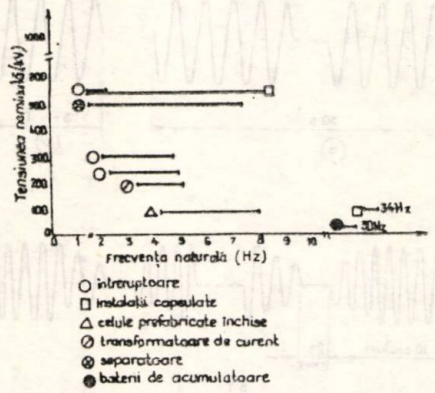


Fig. 1. Frecvențele naturale ale unor echipamente electrice [8].

2.3. *Posibilități de predeterminare a solicitărilor seismice de calcul*

Pe baza informațiilor statistice referitoare la frecvența și intensitatea cutremurelor înregistrate pînă în prezent, corelate și cu date geofizice de ordin general, se poate încerca stabilirea caracteristicilor seismice ale unei anumite regiuni.

Fiind vorba însă de fenomene aleatorii și pentru care se dispune în general de un volum restrîns de informații, este de la sine înțeles că aceste caracteristici vor fi afectate de un grad ridicat de incertitudine, astfel încît nu va fi posibil să se ia măsuri pentru a evita efectele oricărui cutremur care ar putea să aibă loc.

Pentru calculele inginerești, după cum se știe, caracterizarea seismicității unei zone prin valoarea intensității sau magnitudinii (Richter) este insuficientă, în acest scop fiind necesară cunoașterea spectrului complet al mișcării pămîntului în timpul unui cutremur (deplasări, viteze, accelerații, inclusiv variația lor în timp) pentru fiecare frecvență. Prezintă interes, și de aceea se reține, numai valorile maxime ale mișcărilor înregistrate la un număr suficient de mare de cutremure, cu ajutorul cărora se constituie un așa-numit spectru seismic standard.

Cînd nu se dispune de o bază statistică bogată, dar se constată similitudini cu spectrele cutremurelor din alte zone (cum este de exemplu cazul cutremurelor chiliene, peruviene și californiene), datele unor cutremure pot fi folosite la studiul celorlalte [7].

Pentru a ține seama de caracterul dinamic al solicitărilor seismice asupra structurilor, pe baza spectrului standard al mișcării solului, descris mai sus, se determină un așa-zis „spectru de răspuns standard", în care este reprezentată variația deplasărilor, vitezelor și accelerațiilor unui sistem cu un singur grad de libertate*), cu o perioadă proprie de vibrație variabilă și cu diferite amortizări, cînd este supus excitației seismice standard.

Spectrul de răspuns standard pentru diverși factori de amortizare se obține fie pe cale experimentală, măsurînd accelerațiile, vitezele și deplasările maxime pe care le capătă un ansamblu de n penduli cu frecvențe proprii în gama considerată, fie analitic.

Spectrele de răspuns la cutremur prezintă de obicei următoarele caracteristici:

— în domeniul frecvențelor mari (peste 2 ... 3 Hz), accelerațiile sînt practic constante;

— în domeniul frecvențelor mijlocii (0,3 ... 3 Hz), vitezele sînt practic constante, iar accelerațiile descresc cu scăderea frecvenței;

— în domeniul frecvențelor mici (sub 0,3 Hz), deplasările sînt constante, iar accelerațiile și vitezele descresc cu scăderea frecvenței.

În figura 2 sînt prezentate spectre de răspuns standard stabilite pentru Chile și pentru S.U.A. (California).

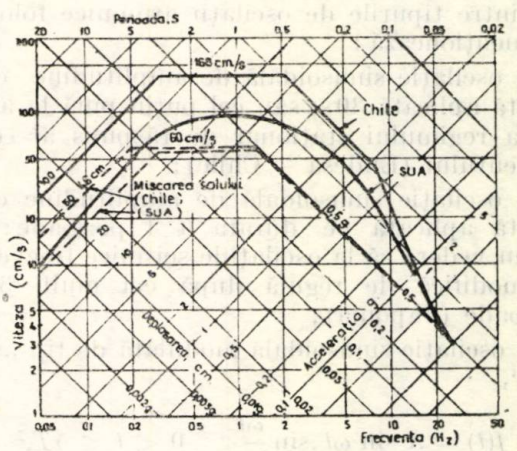


Fig. 2. Spectrul de răspuns standard pentru Chile și S.U.A. (accelerația maximă a solului 0,5 g, coeficientul de amortizare $h = 2$ %) [5], [15].

Pentru verificarea rezistenței la cutremur a unui echipament cu un singur grad de libertate, se stabilește în prealabil, prin calcul sau măsurători, perioada proprie de oscilație și coefi-

*) Coeficientul de amortizare (h) este definit ca raportul dintre amortizarea efectivă $\left(\Delta = \ln \frac{x_1}{x_2}\right)$ și amortizarea critică Δ_{cr}.

x_1, x_2 sînt amplitudinile a două oscilații libere succesive.

Δ_{cr} este amortizarea la care oscilația liberă devine aperiodică. $h \cong \Delta/2\pi$.

*) Grad de libertate dinamic (sau mod de vibrație) al unui sistem oscilant este numărul de legături simple (parametri) ce pot caracteriza poziția acestui sistem [1].

cientul de amortizare, după care, cu ajutorul spectrului de răspuns, se determină accelerația și respectiv mărimea forței corespunzătoare solicitării seismice.

Pentru structuri cu mai multe grade de libertate, folosirea metodei spectrului de răspuns se poate face fie determinînd pentru fiecare mod de vibrație frecvența proprie și amortizarea și deducînd din curba de răspuns accelerația și, respectiv, forța care se combină pentru toate modurile — ținînd seama și de diferențele de fază —, fie transformînd sistemul cu n grade de libertate într-un sistem echivalent, din punctul de vedere al perioadei proprii de vibrație și al energiei potențiale, dar cu un singur grad de libertate.

Solicitările seismice se însumează cu celelalte solicitări considerate acționînd simultan cu acestea: greutate, eforturi electrodinamice, eforturi din acționări etc.

Experimental, verificarea rezistenței la cutremur se realizează dispunînd echipamentul, sau un model la scară al acestuia, pe o masă vibrantă capabilă să reproducă mișcarea pămîntului conform spectrului seismic standard.

Pentru produsele de serie, ce urmează a fi instalate în locuri cu caracteristici de spectru seismic diferite, verificarea experimentală se obișnuiește a fi făcută aplicînd masei vibrante o accelerație convențională standard de tipul unei oscilații armonice, cu frecvența egală cu frecvența proprie a produsului și cu amplitudinea maximă egală cu accelerația maximă normată.

Dintre tipurile de oscilații armonice folosite se menționează:

a) oscilație sinusoidală de amplitudine constantă aplicată 30 s, sau cel puțin pînă la atingerea regimului staționar de răspuns al echipamentului (Endesa — Chile);

b) oscilație sinusoidală de amplitudine constantă aplicată pe durata a 4 perioade; se are în vedere că la oscilațiile seismice frecvența se modifică de regulă după cel mult 3—4 perioade (Japonia);

c) oscilație sinusoidală modulată de tip „sin-beat‘,

$$f(t) = A \sin \omega t \,.\sin \frac{\omega t}{10} \qquad 0 < t < 5T,$$

aplicată timp de 5 perioade (S.U.A.);

d) oscilație sinusoidală modulată de tip „e-beat“ [22]

$$f(t) = A[-1 + \exp(b \ln 2)] \sin \omega t \quad 0 < t < T$$

$$f(t) = A \exp\left[(b-1) \cdot \frac{\ln 100}{4}\right] \sin \omega t \quad T < t < 5T,$$

aplicată tot timp de 5 s.

Din figura 3 se observă că primul tip de oscilație conduce la solicitări deosebit de severe, mai ales în cazul unor echipamente cu amortizări reduse, în timp ce ultimul tip reproduce mult mai bine situația reală.

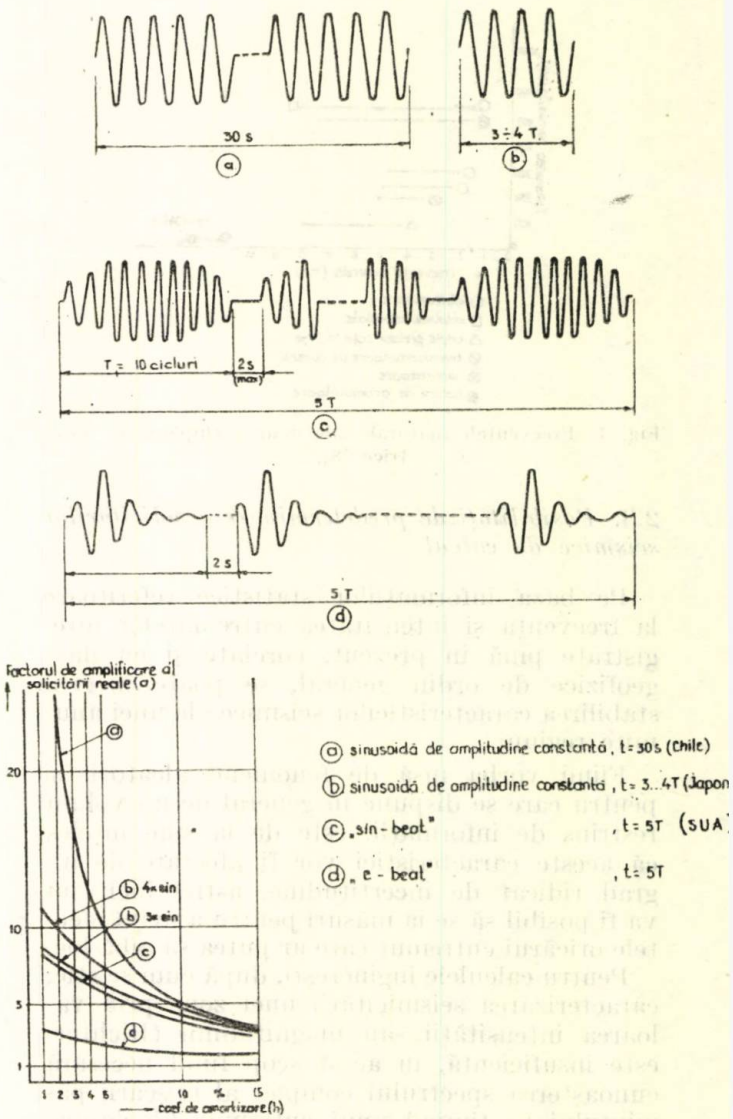


Fig. 3. Tipuri de oscilații armonice la frecvența de rezonanță a echipamentului folosit pentru teste de rezistență la cutremur [23].

3. Măsuri pentru prevenirea deteriorării echipamentelor electrice din cauza seismelor

3.0. *Principii generale*

Solicitările mecanice la care sînt supuse echipamentele în timpul cutremurelor depind în principal de caracteristicile mișcării solului (deplasări, viteze, accelerații — inclusiv variația în timp a acestora, spectrul de oscilație), precum și de caracteristicile elastice ale echipamentului, ale fundației, suportului sau clădirii pe

care, sau în care, este montat și ale legăturilor electrice de racord la instalație.

În ceea ce privește capacitatea de rezistență a echipamentelor și instalațiilor la solicitările seismice, ea rezultă din configurația și dimensiunile structurilor și din caracteristicile materialelor folosite.

Există posibilități de a influența atît mărimea solicitărilor cît și capacitatea de rezistență; principalele mijloace prin care se poate interveni în acest scop sînt arătate în cele ce urmează.

a) Asupra mișcării solului provocată de cutremur, evident nu există mijloace de a interveni, dar este important de reținut faptul că undele seismice pot fi în mare măsură amplificate sau atenuate în funcție de structura mediului de propagare. Astfel, în terenurile de slabă rezistență, proporția distrugerilor și avariilor înregistrate este cu mult mai mare decît în terenurile tari. Din acest motiv, în prescripțiile de construcții din diferite țări, la calculul forțelor seismice se adoptă coeficienți de corecție în gama 1 pînă la 5, pentru a ține seama de diferitele calități ale terenului de fundație [1]. Prin evitarea terenurilor de umplutură, a celor mlăștinoase, a locurilor expuse surpărilor sau alunecărilor, a rîpelor etc., se reduce riscul unor solicitări seismice sensibil majorate.

b) caracteristicile elastice ale unei structuri exprimate prin frecvența proprie de oscilație, factorul de amortizare și formele proprii de vibrație ale sistemului depind mai ales de alcătuirea structurii și de natura materialelor din care este executată.

Deplasarea frecvenței proprii de oscilație în afara domeniului oscilațiilor seismice — în vederea atenuării spectrului de răspuns — este practic posibilă numai în faza de proiectare a echipamentului electric. Dar chiar și atunci această posibilitate rămîne destul de limitată, din cauza complexității condiționărilor electrice, funcționale și de material.

În schimb, creșterea gradului de amortizare se obține mult mai simplu prin introducerea unor dispozitive de amortizare la baza echipamentului. Concomitent rezultă și o micșorare a frecvenței proprii, care, pe această cale ar putea fi eventual adusă într-o zonă mai favorabilă a spectrului de răspuns.

c) Elementul de susținere (fundație, suport, clădire) prin care mișcarea pămîntului se transmite echipamentului modifică favorabil sau defavorabil amplitudinea oscilațiilor.

Dacă rigiditatea suportului este suficient de mare, respectiv dacă frecvența sa proprie este mult în afara spectrului seismic și sensibil diferită de cea a echipamentului, influența devine neglijabilă. Dacă, dimpotrivă, frecvența proprie a suportului este foarte joasă și de asemenea sensibil diferită de cea a echipamentului, solicitările seismice care se transmit acestuia se reduc foarte mult. În ultimul caz însă, datorită elasticității mari a suportului pot rezulta în funcționare normală deplasări mari ale echipamentului de care trebuie să se țină seama.

Modificarea gradului de amortizare prin dispozitive dispuse în suport sau între suport și sol, fiind o soluție greoaie (amortizorul trebuie să suporte greutăți considerabile), practic nu se aplică.

d) Legăturile conductoare din instalație pot influența prin elasticitatea lor nivelul solicitărilor mecanice exercitate asupra echipamentelor. Este de dorit ca ele să nu împiedice deplasări apreciabile ale echipamentelor și, la limită, să se smulgă din clemă sau chiar să se rupă. Aceasta contribuie și la eliminarea interacțiunii dintre aparate. Pentru a limita mărimea deplasărilor relative dintre aparate, se recomandă și dispunerea lor pe fundații comune.

Evident, legăturile rigide nu oferă soluții favorabile acestor probleme, și din acest punct de vedere trebuie să fie preferate, ori de cîte ori este posibil, conductoarele-funie.

e) Capacitatea de rezistență la seisme a echipamentului poate fi îmbunătățită acționînd în special asupra sistemului constructiv, prin dispunerea cît mai favorabilă a maselor (greutate minimă, centrul de greutate cît mai jos), folosirea de ancore și suspensii etc., precum și asupra calității porțelanului din elementele izolante.

În cazul echipamentului clasic și la tensiuni foarte înalte ($\geqslant$110 kV), asigurarea împotriva efectelor cutremurelor numai prin consolidarea echipamentelor, deși este tehnic posibilă, nu rezultă și rațională sub aspect economic, fiind necesar să se apeleze și la celelalte mijloace arătate mai înainte.

În sfîrșit, atunci cînd din calculul antiseismic rezultă valori incerte în ceea ce privește rezistența echipamentului la solicitări seismice, trebuie să se recurgă la verificări experimentale adecvate.

3.1. *Aparatajul de înaltă tensiune de tip clasic*

3.1.1. *Întreruptorul.* Construcțiile de tip clasic prezintă, așa cum s-a mai arătat (2.2), caracteristici defavorabile sub aspect seismic, și anume:

— frecvența proprie situată în general în zona vibrațiilor mari ale spectrului seismic (1...10 Hz);

— supraîncărcarea părții superioare, unde sînt amplasate camerele de stingere, condensatoarele și rezistențele de șuntare (din acest punct de vedere, întreruptoarele de tip IO sînt într-o situație mai puțin favorabilă în comparație cu cele de tip IUP);

— proporție ridicată a materialelor friabile (porțelan) în structura lor.

Măsurile cele mai eficace în vederea creşterii rezistenţei la cutremur a întreruptoarelor sînt în special următoarele :

— adoptarea unor coeficienţi de siguranţă majoraţi — minimum 2 — la părţile din porţelan ;

— folosirea, cînd rezultă avantajos, a unor ancore pretensionate ;

— dispunerea pe fundaţii comune a coloanelor fazelor diferite şi în orice caz cele ale aceleiaşi faze ;

— prevederea de amortizoare între întreruptor şi suport (fig. 4).

În timp ce primele două măsuri trebuie să fie avute în vedere la proiectarea produselor noi, ultimele două pot fi aplicate şi la întreruptoarele existente.

3.1.2. *Separatorul.* Este un aparat mai puţin sensibil la solicitările seismice din cauza construcţiei sale mai robuste, respectiv datorită unei dispuneri mai avantajoase a maselor în structură. Se recomandă, ca şi la întreruptor, montarea pe fundaţii comune a fazelor. Trebuie reţinut totodată şi faptul că la tensiuni mai înalte (400 kV), separatorul pantograf oferă o soluţie mai bine echilibrată, sub aspect dinamic, în comparaţie cu separatorul rotativ cu 2 coloane.

3.1.3. *Transformatoarele de măsură.* Varianta constructivă de tip cuvă, cu miezurile dispuse în partea inferioară (utilizată în exclusivitate

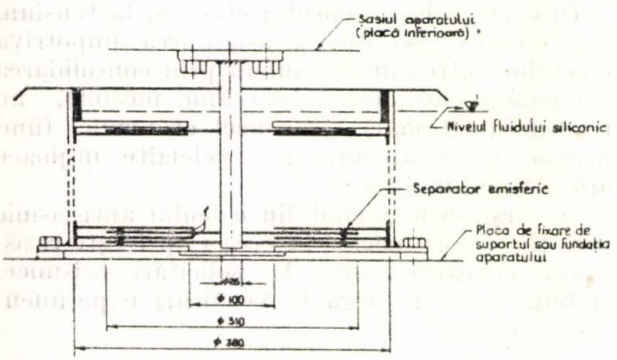


Fig. 4. Dispozitiv de amortizare [1].

la produsele româneşti) la care frecvenţa proprie şi coeficientul de amortizare au în general valori ridicate, comportarea la cutremur este incomparabil mai bună decît la întreruptoare, putînd prelua sarcini orizontale importante (2...5 g).

Transformatoarele de curent cu miezurile secundare dispuse la partea superioară au o structură mai puţin favorabilă din punct de vedere seismic şi de aceea sînt mai puţin recomandate.

Prevederea de dispozitive de amortizare este relativ uşor de realizat la transformatoarele de măsură şi ea trebuie avută în vedere în special la tensiuni mai înalte ($\geqslant$ 400 kV) unde, datorită înălţimii considerabile a aparatelor, rezistenţa mecanică rezultă mai redusă. De asemenea poate fi examinată pentru astfel de cazuri şi oportunitatea folosirii unui sistem de ancorare (fig. 5).

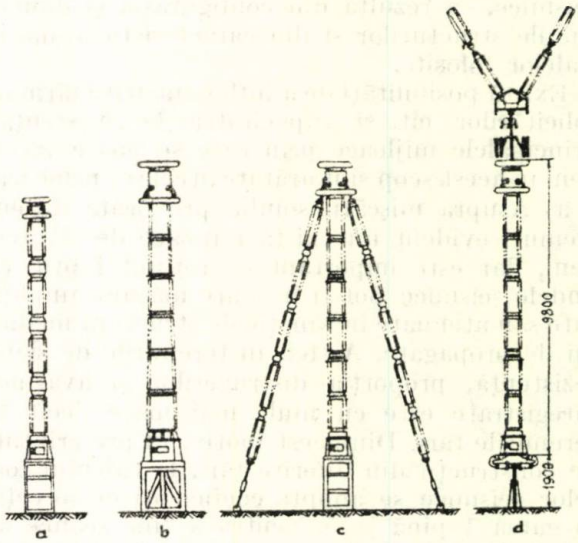


Fig. 5. Soluţii de consolidare antiseismică pentru un transformator de tensiune capacitiv de 500 kV [8].

a — construcţie normală (3,5 t) ; *b* — construcţie cu anvelopa de porţelan consolidată (9,8 t) ; *c* — construcţie ancorată (5,6 t) ; *d* — construcţie suspendată (4,3 t).

3.1.4. *Descărcătorul.* Produsele la care se folosesc construcţii compacte, cu discurile de vilit şi eclatoarele dispuse în coloane paralele în interiorul aceleiaşi carcase de porţelan, sînt evident mai robuste şi din acest motiv se comportă mai bine la şocurile seismice. Atunci cînd înălţimea descărcătorului rezultă foarte mare, aşa cum este cazul la tensiuni ridicate($\geqslant$ 400kV), se pot lua în considerare şi pentru descărcătoare soluţii de consolidare prin ancorare.

3.1.5. *Bobinele de blocaj pentru telefonia prin înaltă frecvenţă.* Bobinele de tip „suspendat" preiau fără probleme deosebite solicitările seismice. Dimpotrivă, la cele de tip „aşezat", dispoziţia este defavorabilă, mai ales la tensiuni foarte înalte, întrucît masa importantă a bobinei se găseşte la extremitatea superioară a unei coloane izolante înalte. Din acest motiv, în zone cu seismicitate ridicată se recomandă folosirea în exclusivitate a montajului suspendat pentru bobinele de blocaj.

3.1.6. *Celulele de medie tensiune de tip închis prefabricate.* Datorită structurii lor au o rezistenţă mecanică ridicată şi o comportare favorabilă la seisme. Este necesară doar o bună fixare de planşeu, dimensionată la solicitările dinamice care apar în timpul cutremurelor.

3.2. *Echipamentul de înaltă tensiune capsulat în* SF_6

Spre deosebire de echipamentul de înaltă tensiune de tip clasic, cel capsulat prezintă anumite particularităţi, care determină în mare

măsură comportarea sa la cutremur. Acestea sînt [8]:

— înălțime relativ mică în raport cu dimensiunile de gabarit în plan orizontal și în general o distribuție spațială mai favorabilă a maselor;

— structură alcătuită în cea mai mare parte din materiale cu o bună rezistență mecanică (metale, rășini epoxidice);

— frecvențe proprii în afara spectrului seismic (> 20 Hz) la tensiuni de serviciu pînă la circa 220 kV și în interiorul spectrului seismic la tensiuni de serviciu mai mari.

— coeficienți de amortizare de circa 2%.

O examinare a caracteristicilor arătate mai sus permite să se anticipeze o comportare favorabilă la solicitările seismice. De altfel, verificările prin calcul și experimentale confirmă că în cazul echipamentului capsulat pînă la tensiuni de serviciu foarte înalte (500 kV) nu sînt în general necesare măsuri speciale în vederea asigurării unei rezistențe corespunzătoare la cutremur.

Se recomandă totuși prevederea unor fundații rigide și a unei bune ancorări a diferitelor subansambluri de fundație, în scopul evitării deplasării sau chiar a răsturnării lor.

3.3. *Transformatoarele de putere*

Principalele probleme de protecție antiseismică la transformatoarele de putere se referă la:

— fixarea pe fundație;

— realizarea racordurilor la bornele înfășurărilor primare și secundare;

— realizarea racordurilor în cablu pentru circuitele auxiliare de forță și de comandă-control și a conductelor auxiliare.

Deplasarea spectaculoasă, înclinarea și chiar răsturnarea acestor echipamente de masă considerabilă au constituit un fenomen frecvent constatat la cutremurele de intensitate ridicată înregistrate în ultima perioadă în Chile, S.U.A., Nicaragua și de asemenea și la cutremurul din din 4 martie 1977 din țara noastră. În unele cazuri s-au produs defecțiuni mai grave, ca urmare a deplasării anumitor componente interne aflate la potențiale diferite, a reducerii distanțelor de izolare și degradării dielectricului. Astfel, la recentul cutremur din România au apărut defecte interne la un număr de 8 unități din cele 83 de transformatoare mari afectate. Aceasta se explică atît prin caracteristicile dinamice mai puțin favorabile ale transformatoarelor (perioada proprie de oscilație se găsește de obicei în zona amplitudinilor ridicate ale spectrului seismic*), iar amortizarea este în multe cazuri relativ redusă — sub 0,1), cît și prin ineficiența, în astfel de condiții, a sistemului uzual pentru fixarea de fundație.

În vederea facilitării operațiilor de instalare și demontare, transformatoarele sînt prevăzute cu un tren de rulare format din patru sau mai multe roți cu reborduri și de regulă rabatabile — iar pe fundații sînt prevăzute șine de cale ferată. Blocarea roților se realizează cu ajutorul unor piese demontabile fixate de șine prin șuruburi mecanice.

Asigurarea unei anumite înclinări a cuvei transformatorului, necesară funcționării corecte a releului de gaze, se obține cu ajutorul unor piese dispuse fie între roată și șină, fie între cuvă și trenul de rulare. În prima variantă se reduce rezistența la deplasare a transformatorului în direcție transversală căii de rulare.

Mai rar folosită este instalarea transformatoarelor mari direct pe fundații, fără tren de rulare, acesta urmînd a fi eventual montat numai la transport.

La solicitările combinate orizontale și verticale care apar în timpul unui cutremur puternic, sistemele de fixare descrise mai sus se dovedesc a fi, în cele mai multe cazuri, necorespunzătoare. Chiar și atunci cînd lipsește trenul de rulare, și se evită astfel deplasarea transformatorului în lungul căii de rulare, nu se poate împiedica înclinarea, iar la limită răsturnarea acestuia.

Premisele unei rezolvări corespunzătoare a problemei stabilității transformatorului se pot obține numai printr-o bună ancorare de fundație.

În acest scop este necesar ca la cuva transformatorului să fie prevăzute de fabricant piese de ancorare (fig. 6), iar în fundație să fie solid înglobate structuri de oțel la care să poată fi legate — prin buloane sau prin sudură — piesele de ancorare.

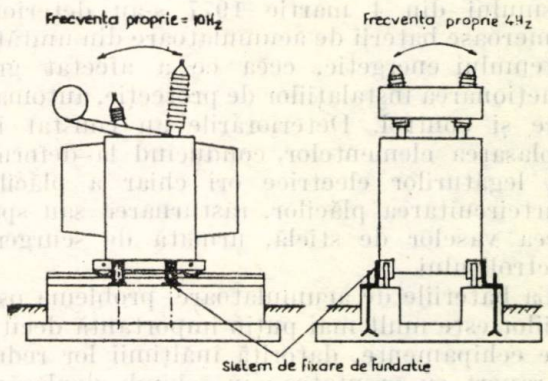


Fig. 6. Modul de ancorare de fundație a unui transformator [2].

Conlucrarea, în timpul oscilațiilor cutremurului, a celor două mase astfel solidarizate, trebuie avută în vedere la dimensionarea fundației și a îmbinării fundație — transformator.

Racordarea transformatorului la instalația electrică primară trebuie să fie astfel realizată încît să nu apară în caz de cutremur solicitări nepermise nici în bornele aparatelor (inclusiv ale transformatorului), nici în conductoarele neizolate sau în cabluri. În acest scop este necesar

*) Perioada proprie de vibrație după direcția longitudinală este de cîteva ori mai mică decît după direcția transversală.

să se evite, pe cît posibil, legăturile rigide, iar cele flexibile este bine să fie întinse slab. Atunci cînd există motive justificate pentru folosirea barelor rigide (curenţi foarte mari, trasee complicate), trebuie intercalate piese elastice care să preia deplasările posibile ale cuvelor transformatoarelor.

Un joc suficient trebuie să se asigure şi legăturilor în cablu pentru circuitele de comandă — control, de alimentare în joasă tensiune a instalaţiilor auxiliare (ventilatoare, pompe, schimbător de ploturi), precum şi conductelor de ulei de la sistemul de răcire.

3.4. *Baterii de acumulatoare*

Ieşirea din funcţiune a instalaţiei de curent continuu are un efect paralizant asupra staţiilor electrice pe care le deservesc, curentul continuu operativ fiind vital pentru sistemul protecţiilor prin relee şi pentru telecomunicaţii.

Bateriile de acumulatoare constituie un tip special de echipamente, diferit de celelalte în ceea ce priveşte comportarea la seisme. Diferenţa provine din următoarele particularităţi;

— acumulatoarele nu se fixează pe locul de montare, ci numai se aşază pe postamente, prin intermediul unor izolatoare;

— faţă de volumul lor redus, acumulatoarele au o masă considerabilă, datorită plăcilor de plumb;

— acumulatoarele fabricate şi folosite pînă în prezent în ţara noastră sînt montate în vase de sticlă, fiind deci deosebit de sensibile la eforturi mecanice.

Din cauza acestor particularităţi, cu ocazia seismului din 4 martie 1977 s-au deteriorat numeroase baterii de acumulatoare din unităţile sistemului energetic, ceea ce a afectat grav funcţionarea instalaţiilor de protecţie, automatizare şi control. Deteriorările au constat în: deplasarea elementelor, conducînd la deformarea legăturilor electrice ori chiar a plăcilor, scurtcircuitarea plăcilor, răsturnarea sau spargerea vaselor de sticlă, urmată de scurgerea electrolitului.

La bateriile de acumulatoare, problema oscilaţiilor este mult mai puţin importantă decît la alte echipamente, datorită înălţimii lor reduse în raport cu greutatea; în schimb, deplasările de pe locul de instalare sînt cele care creează principalele dificultăţi.

Măsurile preventive propuse se referă, pe de o parte, la bateriile existente, pe de altă parte la cele care urmează a se instala în viitor.

La bateriile existente, pentru evitarea deplasărilor în condiţii seismice s-a propus:

— înlocuirea unor elemente instabile utilizate la montare (izolatoare compuse din două piese separate suprapuse şi nelegate între ele, discuri din material plastic foarte neted folosite ca piese de adaos pentru corectarea unor diferenţe de nivel, plăcuţe de lemn parafinate folosite pentru repartizarea presiunii pe pardoseală în cazul postamentelor de lemn şi care alunecă uşor) cu alte elemente similare, dar mai stabile;

— executarea unor balustrade de stabilizare în jurul bateriilor, conform practicii unor firme străine (fig. 7).

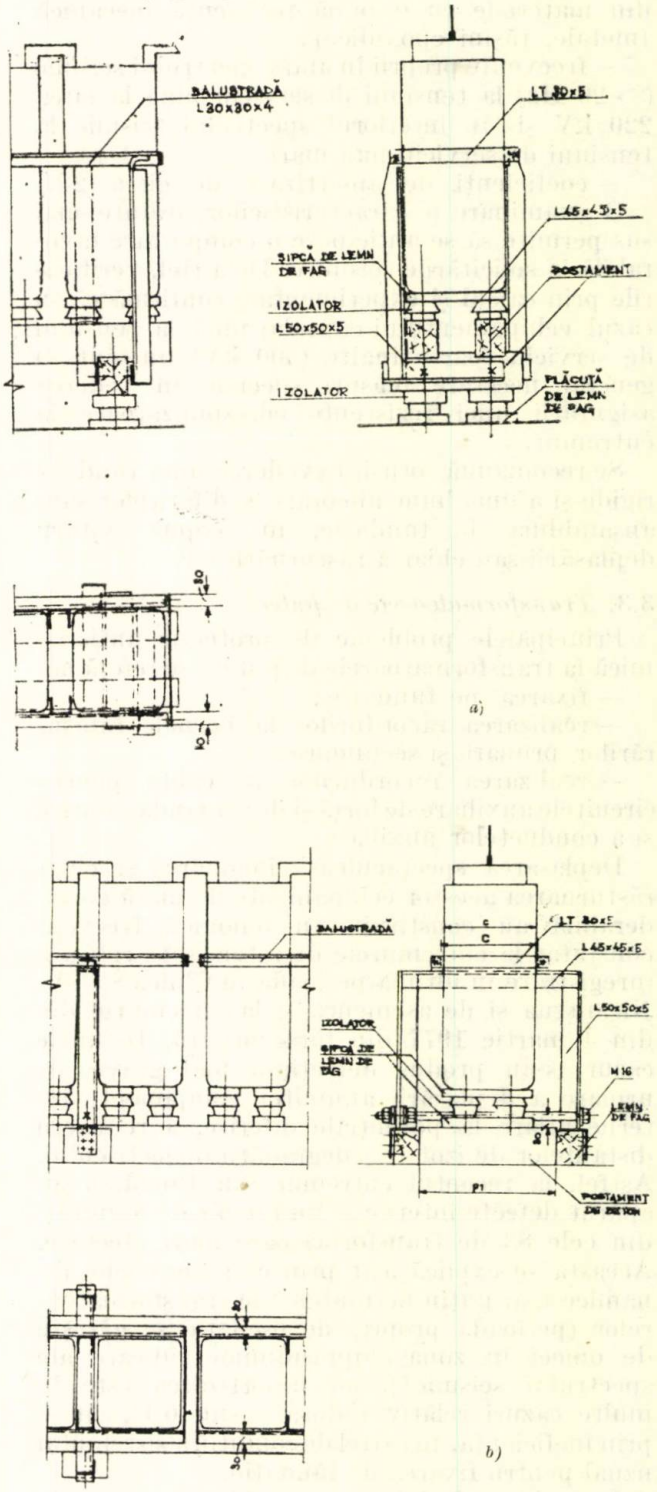


Fig. 7. Sisteme de consolidare antiseismică pentru baterii de acumulatoare staţionare cu plumb tip LS

a — baterii montate pe postamente de lemn; *b* — baterii montate pe postamente de beton.

Soluția constructivă a acestor balustrade ține seama de următoarele condiții ;

— fixarea balustradelor să se facă fără deteriorarea stratului de protecție antiacidă a pardoselii ;

— balustradele să fie instalate pe grupe de elemente, a căror tensiune nu depășește circa 24 V, în scopul evitării sau cel puțin al limitării scurgerilor electrice parazite între elemente ;

— montarea balustradelor să se poată face fără scoaterea din funcțiune a bateriilor.

Condițiile de mai sus au impus soluții constructive diferite pentru bateriile cu postamente de lemn față de cele cu postamente de beton. Materialul prevăzut este oțelul sub forma de profile metalice protejate cu vopsea antiacidă. Elementele componente au fost dimensionate la o solicitare seismică de 0,2—0,24 g.

La bateriile care urmează a se instala în viitor sînt de prevăzut două situații :

— bateriile care se vor instala în viitorii 2—3 ani vor fi de același tip cu cele existente, ceea ce va determina aplicarea în continuare a soluțiilor indicate mai sus, cu deosebire că balustradele vor putea fi fixate direct în pardoseală ;

— după 2—3 ani vor intra în fabricație curentă bateriile de tip PAS, a căror comportare la seisme este mult mai favorabilă.

Acumulatoarele de tip PAS, cu plăci pozitive tubulare și plăci negative pastate, montate în vase din material plastic, au o rezistență mecanică mult mai mare decît acumulatoarele staționare în vase de sticlă folosite în prezent. În plus, ele sînt mai mici și mai ușoare. Toate aceste calități se manifestă foarte favorabil în caz de cutremur. Singura măsură preventivă necesară va fi executarea unor balustrade antiseismice, dar și soluția constructivă a acestora va fi simplificată, datorită faptului că acumulatoarele de tip PAS vor fi de tip închis fără degajări de electrolit, deci cu probleme mult mai ușoare de izolație și de protecție anticorosivă.

3.5. *Tablourile de distribuție și comandă-control*

Buna comportare în condiții seismice a tablourilor de distribuție de joasă tensiune și de comandă-control prezintă o mare importanță, întrucît echipamentul instalat pe aceste tablouri constituie adesea creierul întregii instalații. Această bună comportare este condiționată de cea a construcțiilor metalice ale tablourilor, ca și de cea a echipamentului propriu-zis.

Este important locul în care se găsesc instalate tablourile în clădiri, amplasarea la etaj fiind de natură a conduce la amplificarea oscilațiilor seismice.

Construcția metalică trebuie să fie concepută suficient de rigidă și să fie bine fixată în pardoseală. Aparatajul trebuie încercat la vibrații. Obținerea unui aparataj de circuite secundare (relee, aparate de măsură etc.) rezistent la seisme este importantă, dar în același timp dificilă, dată fiind finețea constructivă și sensibilitatea acestor aparate. Poate fi luată în considerare și introducerea la montare a unor piese amortizoare.

Condiții corespunzătoare trebuie să îndeplinească și accesoriile de montaje (conductoare, șiruri de cleme etc.), care trebuie să fie bine fixate pe construcțiile de susținere.

3.6. *Alte echipamente*

Sursele de încărcare pentru bateriile de acumulatoare, grupurile generatoare de rezervă, instalațiile de telecomunicații pot constitui de asemenea surse de incidente în caz de cutremur.

Măsurile preventive antiseismice constau în încercarea corespunzătoare a echipamentelor și în fixarea lor solidă la locul de montare, eventual prin intermediul unor dispozitive de amortizare.

4. Aspecte economice ale măsurilor antiseismice

Măsurile antiseismice aplicabile echipamentului electric nu sînt în general foarte costisitoare. Obținerea coeficientului de siguranță necesar nu implică obligatoriu mărirea cantităților de material prin supradimensionare. La aparatajul de înaltă tensiune, la care problemele seismice se pun cu multă acuitate, constructorul de aparataj are multiple posibilități de a reduce pericolul, deci de a mări siguranța, prin modificarea spectrului de răspuns al aparatelor. El realizează aceasta prin redistribuirea maselor, prin variația elasticității și prin modificarea amortizării. De multe ori, costul acestor măsuri este relativ redus, dar ele pot fi aplicate numai dacă sînt luate în considerare chiar în faza de proiectare a echipamentului respectiv.

În alte cazuri, măsurile preventive se pot reduce la introducerea unor dispozitive de amortizare între echipamentul foarte sensibil și elementul de susținere.

Un cost mai important revine însă lucrărilor de cercetare necesare.

Măsurile preventive antiseismice pot fi optimizate în funcție de costul pierderilor probabile în lipsa acestor măsuri.

Poate fi dat ca exemplu rezultatul unui calcul tehnico-economic efectuat pentru o regiune seismică din Chile (exprimat în procente din costul total al echipamentului) [5].

a) Costuri în cazul lipsei măsurilor preventive :

— pierderi directe (energie nelivrată, echipament, reparații)	3,2 %
— costul pierderilor de producție în economie	23,3 %
— costuri totale	26,5 %

b) Costul măsurilor preventive pentru modificarea echipamentului 4%

Cifrele de mai sus arată clar că măsurile antiseismice preventive sînt nu numai strict necesare, dar pot avea o eficiență economică certă, cu condiția de a lua în considerare seisme cu o probabilitate judicios stabilită.

5. Reglementări la nivel național și internațional a măsurilor de protecție antiseismică

Cele expuse anterior oferă o imagine sumară a complexității fenomenelor seismice și a dificultăților care stau în calea studierii lor precum și a elaborării unor măsuri preventive.

Unele țări care au avut mult de suferit în urma cutremurelor, găsindu-se în zone de mare seismicitate ale globului, au pus la punct anumite reglementări în acest sens. Din literatura tehnică disponibilă rezultă că există asemenea reglementări în S.U.A. [30], [31], Japonia [4], Noua Zeelandă, Chile [13].

Sînt normate astfel spectre de răspuns seismic standard, condiții tehnice pentru echipamente și instalații, metode de proiectare și de verificare a utilajelor electrice din stații la solicitări seismice, coeficienți de siguranță etc.

Din cauza activității de export a marilor firme producătoare de echipament electric, este de prevăzut că va apărea o presiune sporită în vederea unificării diverselor reglementări naționale, sub forma unei recomandări internaționale.

Și pentru țara noastră stabilirea unor norme de proiectare și verificare a echipamentului instalațiilor electrice la condiții seismice se impune cu necesitate, în scopul unificării măsurilor de această natură ce se cer a fi luate neîntîrziat la nivel național.

Într-o primă etapă va trebui însă preluată și adaptată experiența altor țări și organizații, care bineînțeles ulterior va fi dezvoltată pe baza unor studii și cercetări proprii.

Concluzii

1. În cele de mai sus au fost scoase în evidență efectele grave pe care le pot avea cutremurele de pămînt de mare intensitate asupra stațiilor electrice și implicit asupra economiei naționale, complexitatea fenomenelor seismice, inclusiv dificultățile de studiere și previziune probabilistică, precum și problema comportării echipamentelor electrice la spectrul de răspuns seismic.

2. La cutremurul din 4 martie 1977 comportarea instalațiilor electrice din România a fost foarte asemănătoare cu cea constatată în alte țări la calamități seismice similare (S.U.A., Japonia, Chile, Turcia, Nicaragua etc.).

3. Pe plan mondial comportarea la cutremur a echipamentului electric a început să fie cercetată abia în ultimul timp, din cauză că dezvoltarea construcției de instalații electrice de înaltă tensiune pe o arie mai întinsă de regiuni cu seismicitate ridicată de pe glob este de dată relativ recentă.

4. Datorită caracteristicilor sale dinamice, echipamentul electric poate fi supus unor importante solicitări seismice, care se amplifică odată cu creșterea tensiunii de serviciu.

5. Sînt posibile măsuri eficace de protecție antiseismică a stațiilor electrice, fără a avea certitudinea eliminării totale a riscului de avarie, dat fiind caracterul aleatoriu al parametrilor spectrului seismic.

6. Eficiența măsurilor antiseismice depinde în primul rînd de corectitudinea cu care se stabilesc caracteristicile cutremurului standard sau „de calcul". (Riscul de cutremur pe teritoriul țării noastre este în prezent în curs de reevaluare, aprecierile anterioare dovedindu-se, cu ocazia cutremurului din 4 martie 1977, relativ optimiste).

7. Pentru stabilirea soluțiilor de aseismicizare a echipamentelor și instalațiilor electrice sînt necesare cercetări aprofundate, teoretice și experimentale, și o strînsă colaborare între constructorul de echipamente și constructorul de instalații. Primul trebuie să realizeze echipamente cu rezistență seismică ridicată, ținînd seama și de condițiile de montaj, iar ultimul să imagineze soluții de instalare care să pună în valoare rezistența seismică a echipamentelor.

8. Soluțiile de aseismicizare nu comportă, de regulă, cheltuieli exagerate.

9. Echipamentul capsulat este incomparabil mai bine adaptat condițiilor de rezistență seismică decît cel clasic.

10. Este necesară o reglementare la nivel departamental sau republican a măsurilor de prevenire a efectelor distructive ale cutremurelor asupra instalațiilor electrice.

Bibliografie

[1] Beleș, A. A. și Ifrim, M. D. *Elemente de seismologie inginerească.* Editura tehnică, București, 1962.

[2] Hitchcock, H. C. *Echipamentul electric și cutremurele.* În: New Zeeland Engineering, nr. 1, 1969, p. 3—14.

[3] Ramseier, E. și Wehrli, R. *Siguranța la cutremure a întreruptoarelor de înaltă tensiune.* În: Bull. Oerlikon, nr. 391, 1969, p. 9—14.

[4] * * * Ministerul comerțului exterior și industriei din Japonia. *Protecția seismică a aparatelor electrice de transmisie a puterii* (1970).

[5] Novoa, M. F. *Seismele și echipamentul stațiilor — dispoziții și specificații.* CIGRE, 1970, Rap. 23.02.

[6] Cuk, N. și Ramseier, E. *Întreruptoare de înaltă tensiune în regiuni cu pericol de cutremur.* În: Brown Boveri Mitt. nr. 12, 1970, p. 548—553.

[7] Beutler, P. *Considerații seismice cu privire la amenajarea stațiilor de înaltă tensiune.* În: IEEE—PAS, nr. 3, 1971, p. 1131—1137.

[8] Ushio, T. ș.a. *Siguranța construcției seismice a echipamentului de conectare de înaltă tensiune.* În: IEEE—PAS, 1972, p. 2459—2469.

[9] Cuk, N. P. *Amortizoarele antiseismice salvează echipamentul de distrugere.* În : Electric Light & Power, mai, 1972.
[10] Telander, S. H. şi Rouch, K. E. *Proiectarea testelor seismice pentru echipamentul de conectare.* În : Allis Chalmers Engineering Review, nr. 2, 1972, p. 18—22.
[11] Colaialo, A. P. şi Fischer, E. F. *Probele cu bătăi sinusoidale (sin-beat) verifică rezistenţa seismică a aparatajului electric de conectare.* În : Power, aug. 1972, p. 41—42.
[12] Joung, K. S. şi Humphreys, D. A. *Evaluarea seismică a separatoarelor pantograf verticale.* În : Allis Chalmers Engineering Review, 1972, p. 17—20.
[13] * * * ENDESA — Chile. *Specificaţii de seismicitate pentru echipamentul de înaltă tensiune* (FNM—1972).
[14] Fischer, E. G. şi Long, R. W. *Analiza proiectării dinamice a barelor (capsulate) şi a suporturilor din punctul de vedere al rezistenţei la cutremure.* În : IEEE PAS, 1973, p. 1493—1500.
[15] Smith, G. B. şi Taylor, G. B. *Proiectarea şi testarea seismică a staţiilor şi a echipamentului electric de distribuţie.* În : Applied Nucleonics Company, Los Angeles, California, 1973.
[16] Skreiner, M. K. ş.a. *Noi cerinţe seismice pentru echipamentul electric de clasa I.* În : IEEE—PAS, 1974, p. 1507—1516.
[17] Long, L. W. *Analiza efectelor seismice asupra structurilor de transport.* În : IEEE—PAS, 1974, p. 248—254.
[18] Yasuda, M. ş.a. *Construcţia unui reductor de tensiune capacitiv de 500 kV de tip suspendat instalat într-o regiune supusă unei importante poluări saline şi seismelor.* CIGRE 1974, Rap. 23—04.
[19] Mulloy, I. L. ş.a. *Cutremurul de la San Fernando din 9 febr. 1971. Efecte asupra echipamentelor şi funcţionării sistemului energetic.* În : Power System-Design and Construction Division, Department of Water and Power of the City of Los Angeles — 1974.
[20] Fabries, R. *Cod de încercare de ţinere la seisme pentru materialele electrice.* În : EdF, Direction des études et recherches, Service machines et automatismes de production, 1975.
[21] Troger, H. ş.a. *Încercări ale staţiilor de înaltă tensiune capsulate.* În : Electra, nr. 42, 1975, p. 7—29.
[22] Kugler, R. *Rezistenţa la cutremure a aparatelor de conectare.* În : ETZ—A, nr. 2, 1977, p. 122—128.
[23] Eggert, H. şi Kugler, R. *Întreruptoare de înaltă tensiune rezistente la cutremur.* În : Siemens Zeitschrift, nr. 3, 1977, p. 129—136.
[24] Merklinghaus, W. ş.a. *Instalaţie oscilantă comandată hidraulic prin calculator pentru verificarea siguranţei la cutremur a aparatelor de conectare de înaltă tensiune.* În: Siemens Zeitschrift, nr. 3, 1977, p. 137—140.
[25] Palk, B. V. (LADEP Engineering Staff). *Specificaţie seismică pentru echipamentul electric nou.*
[26] * * * LADWP Engineering Staff, Structural Engineers. *Metode de proiectare structurală.*
[27] Palk, B. V. şi Hanson, I. M. *Izolaţia de şoc şi verificarea seismică.*
[28] Klopfenstein, A. şi Palk, B. V. *Efectele cutremurului de la Managua asupra sistemului electric.*
[29] * * * IEEE Task Force. *Recomandări IEEE pentru condiţiile seismice de cl. 1E ale echipamentului pentru centralele nucleare.*
[30] * * * IEEE Task Force. *Recomandări pentru proiectarea seismică a staţiilor.*
[31] * * * IEEE Task Force. *Propunere de ghid seismic pentru transformatoare de putere şi reactoare.*

Unele soluţii adoptate la partea de excitaţie a turbogeneratoarelor din CET Galaţi în scopul îmbunătăţirii siguranţei în funcţionare a acestora

ing. S. Sotri
şi ing. V. Dugan *)

1. Consideraţii generale

Dependenţa tot mai mare a consumatorilor de energie electrică în general, şi a marilor platforme industriale în special, de continuitatea în funcţionare a instalaţiilor de producere şi distribuţie a energiei electrice impune permanent luarea unor măsuri — la instalaţiile primare şi secundare existente — de ridicare continuă a siguranţei în funcţionare şi a securităţii acestora.

Pe măsura dezvoltării consumatorilor, cresc în mod implicit cerinţele acestora de alimentare continuă şi la parametri nominali de către instalaţiile centralei — instalaţii executate cu un anumit grad de complexitate, ales iniţial, prin găsirea unei soluţii optime între siguranţă şi economicitate.

Se poate afirma că gradul de siguranţă pe care îl are nodul energetic C.S. Galaţi depinde nu numai de numărul legăturilor cu sistemul energetic, de numărul surselor locale din CET sau de sistemele de protecţie şi automatizare-separare alese, ori de calitatea aparatajului, ci şi — mergînd mai departe, şi nu în ultimul rînd — de gradul de siguranţă al fiecăreia din cele patru surse locale din CET Galaţi.

Din acest motiv, avînd în vedere şi o particularitate a centralei Galaţi — şi anume funcţionarea pe consumatori cu şocuri —, problemelor legate de partea electrică li se acordă o importanţă sporită.

Se vor arăta în continuare unele măsuri luate în acest context, la partea de excitaţie mai ales a generatoarelor din centrală, măsuri ce pot fi extinse.

*) Ing. S. Sotri este director adj. tehnic la Intreprinderea Electrocentrale Galaţi ; ing. V. Dugan este şeful laboratorului PRAM din Întreprinderea Electrocentrale Galaţi.

2. Schemă de demaraj a dispozitivelor de forțare a excitației blocurilor la scurtcircuite monofazate în rețeaua de 110 kV

La CET Galați generatoarele 1, 2 și 4 de 60, 100 și 63 MW, tip TVF, sînt echipate cu regulatoare automate de tensiune de tip EPA—305, iar generatorul 3, tip TVF-120-2, cu RAT EPA-120. La primele trei, avînd excitație clasică în curent continuu, regulatoarele automate de tensiune sînt completate cu instalații de forțare a excitației în cazul scurtcircuitelor în sistem sau la consumatori.

Principial, instalația este formată din două relee de tensiune minimă ce acționează la scăderea tensiunii la bornele generatorului sub o valoare anumită (0,85 U_n), șuntînd rezistențele din circuitul excitației excitatricei și obținîndu-se cu maximum de rapiditate tensiunea-plafon a excitatricei (1,71; 1,71; 2 și 2 u. r. pentru TA 1—2—3—4)

Se realizează astfel o ameliorare considerabilă a condițiilor de stabilitate dinamică a generatoarelor, de multe ori cu efecte salutare pentru consumatorii din zonă, mulți dintre ei sensibili la variații de tensiune.

Întrucît toate generatoarele funcționează bloc cu transformatoare în rețeaua de 110 kV, cu neutrul pus la pămînt — rețea unde majoritatea scurtcircuitelor sînt monofazate — schemele de forțare adoptate erau insensibile la scurtcircuite monofazate, la scurtcircuite depărtate sau prin rezistență de trecere.

De aceea un prim pas pentru ameliorarea acestui dispozitiv, și implicit a stabilității dinamice a generatoarelor, a fost alimentarea releelor de minimă tensiune de la transformatoarele de tensiune de pe partea de înaltă tensiune (110/0,1 kV) a blocurilor, iar un al doilea, acela al pornirii forțării excitației și de la un releu de tensiune de secvență homopolară (fig. 1).

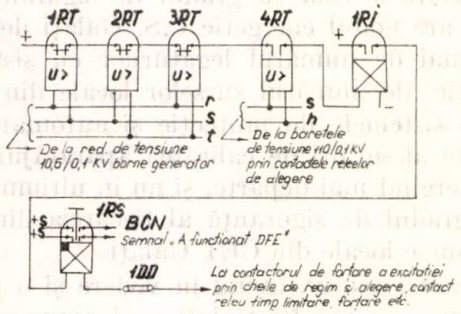


Fig. 1. Schema de demaraj a dispozitivelor de forțare a excitației la scurtcircuite monofazate în rețeaua de 110 kV.

În figura 1, releele 1—2—3 RT sînt relee maximale de tensiune conectate la baretele reductoarelor de tensiune de la bornele generatorului (10,5/0,1 kV), reglate la 1,05—1,1 U_n și necesare pentru limitarea forțării excitației.

Coeficienții de revenire ai releelor trebuie să fie în limitele K_{rev} = 0,9 — 0,95, valori necesare pentru funcționarea corectă a schemei.

Releul 4RT este releu maximal de tensiune homopolară cu filtru de armonică 3 (150 Hz).

Reglajul acestui releu se face funcție de condițiile concrete din rețeaua de înaltă tensiune în care debitează generatoarele. În speță se iau în considerație existența sau nonexistența rețelelor de cabluri pe partea de IT, lungimea liniilor de legătură cu sistemul la bornele unde debitează generatoarele etc., iar de aici dorința de a acționa în mai multe sau mai puține cazuri acest dispozitiv.

În schema de mai sus, valoarea de reglaj este 8V, iar coeficientul de revenire K_{rev} = 0,85.

În acest fel s-a obținut o lărgire a domeniului de acțiune a forțării excitației,cu consecințe favorabile asupra stabilității dinamice a generatoarelor, rezultate din statistica incidentelor analizate cu Combinatul siderurgic și IRE Galați.

Acest lucru a rezultat drept necesar și datorită faptului că la generatoarele echipate cu RAT EPA-305, respectiv cu excitatrice clasică de curent continuu, viteza de creștere a tensiunii la inelele rotorului variază între 0,8—0,95 u.r./s. (mers în gol sau sarcină, respectiv generatorele 1—2—4), valori reieșite din oscilografierea mărimilor necesare în astfel de cazuri.

Așadar, deși aceste excitatrice de c. c. nu îndeplinesc unele condiții calitative impuse de PE-832/73 (tensiune-plafon ⩾ 2 u. r., viteza de creștere a tensiunii de excitație ⩾ 2 u. r./s etc.), „cantitativ" însă aportul lor crește la realizarea stabilității generatoarelor, prin adoptarea schemei de mai sus.

În cazul grupului 3, de 120 MW, nu este necesară adoptarea schemei din figura 1, întrucît RAT EPA—120 realizează forțarea excitației la excitatricea de c. a. înaltă frecvență după alt principiu. Viteza de creștere a tensiunii de excitație este la acest tip de regulator net superioară, cuprinsă între 3,7—4,5 u. r./s (oscilografieri ale parametrilor la scăderi ale tensiunii la blocul de măsură al regulatorului cuprinse între 5 și 20% U_n).

3. Protecții de supratensiune și suprasarcină rotorică

Normativul de protecție prin relee și automatizare PE-501/75 (fost PE-501/69) nu prevede protejarea rotoarelor generatoarelor împotriva supratensiunilor, iar împotriva suprasarcinilor prevede numai cazul extrem, adică limitarea duratei de forțare a excitației. Se consideră necesar ca la o nouă editare să se facă aceste completări, întrucît orice furnizor de echipament impune nedepășirea anumitor valori de supracurenți rotorici, respectiv nedepășirea anumitor valori de supratensiuni rotorice, re-

zultate din considerente constructive, materiale folosite etc.

În cazul suprasarcinilor, aceste valori urmăresc integrala Joule, respectiv caracteristica $I^2 \cdot t$ adică curba ce reprezintă valorile lui $I^2 \cdot t$, în funcție de curentul rotoric în condiții de funcționare date.

Avînd în vedere aceste aspecte, precum și faptul că la generatoarele din CET Galați ce funcționează pe consumatorii cu șocuri posibilitatea apariției suprasarcinilor rotorice este mult mai mare decît în alte părți, s-au executat protecții de suprasarcină rotorică cu acționare la declanșare, la toate generatoarele.

Într-un astfel de caz, ideal ar fi să se monteze un releu specializat care are o caracteristică tip imagine termică și care să urmărească caracteristica rezultată din datele furnizorului (curba $I^2 \cdot t$).

Cum însă în țară nu se execută un astfel de releu, se poate alege ori soluția montării mai multor relee nespecializate cu reglaje diverse ce urmăresc curba în trepte, ori măcar un singur releu, deci un singur punct de pe curbă, ultima soluție fiind cea aleasă (fig. 2).

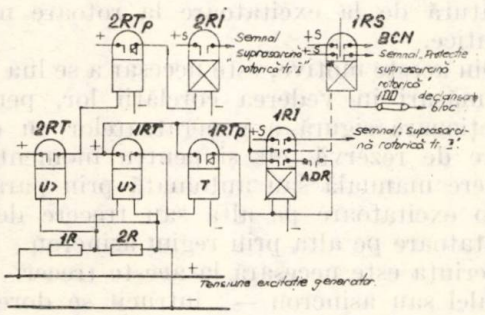


Fig. 2. Protecție de suprasarcină rotorică la generatoare.

În figura 2, releul 1RT este un releu maximal de tensiune, reglat la o valoare determinată de căderea de tensiune pe rezistența 2R din divizorul 1—2R. Căderea de tensiune se calculează funcție de valoarea-plafon a curentului de excitație admis de furnizor la rotorul generatorului, iar caracteristicile divizorului de tensiune 1R—2R funcție de tensiunea nominală de excitație, respectiv tensiunea-plafon de excitație în cazul forțării acesteia.

Releul de timp 1RTp se reglează ținînd seama de timpul maxim admis de furnizor în cazul atingerii valorii-plafon a curentului rotoric de excitație. Acest timp trebuie corelat obligatoriu cu timpul admisibil de forțare a excitației la excitatrice, în sensul că se reglează valoarea cea mai mică din cele două.

Automenținerea releului intermediar 1RI și prin bloc-contact aferent automatului de dezexcitare rapidă este necesară pentru existența la nivelul operatorilor a semnalului „Limitare forțare excitație", în vederea luării măsurilor cuvenite dacă protecția nu acționează la declanșare.

Protecția poate acționa la semnalizare sau declanșare.

În cazul nostru s-a ales limita maximă de timp admisă de furnizor pentru valoarea-plafon a curentului rotoric ($2I_{nr}$), și anume 20 s. Limita de timp admisă de furnizor pentru excitatoare în cazul forțării (curent-plafon 1,71 I_n, respectiv $2I_n$ la diverse excitatoare) este de 30 s, așa încît criteriul suprasarcinii rotorice la generator a avut întîietate.

Dacă reglajul releului de tensiune 1RT se alege la o valoare intermediară de pe curba $I^2 \cdot t$, se va modifica în consecință și reglajul releului 1 RTp sau, dacă nu, protecția va acționa numai la semnal.

Deoarece foarte periculoase sînt și suprasarcinile rotorice cuprinse în banda 1—1,2 I_{nr}, pe lîngă cele extreme atinse în cazurile de forțare a excitației — întrucît pot fi atinse ușor și în același timp să nu fie sesizate de operator —, în momentul de față se mai montează cîte un releu de tensiune, timp etc., reglate în mod corespunzător și care acționează numai la semnal (fig. 2, releele 2RT, 2RTp, 2RI).

Supratensiunile rotorice care apar la generatoare în timpul proceselor tranzitorii de dezexcitare sau stingere a cîmpului magnetic al mașinii sincrone sînt foarte mari, datorită inductivității mari a înfășurării de excitație.

Din acest motiv, o deconectare obișnuită a circuitului de excitație nu este de conceput, luîndu-se măsuri de demagnetizare a mașinii, adică de stingere a cîmpului său magnetic prin mai multe metode. Nu intrăm în amănuntele teoretice legate de această problemă, care sînt tratate în literatură [2], [3].

Este de menționat însă că la automatele de dezexcitare rapidă cu care sînt echipate generatoarele (tip AGP-30) — automate ce sting cîmpul la tensiuni mai mari prin conectarea în serie a mai multor arcuri scurte realizate cu ajutorul unei rețele de stingere —, la valori ale curenților de excitație sub aproximativ 300 A, cîmpul magnetic special creat nu mai este suficient de puternic pentru a atrage arcul spre rețeaua de stingere, arcul nu mai arde cum trebuie, sau nu mai arde deloc, și deci circuitul înfășurării de excitație a generatorului nu mai rămîne închis (prin arc) pe indusul excitatricei, apărînd supratensiuni la înfășurarea rotorului. Acest lucru este defavorabil și pentru contactele principale ale ADR.

Limitarea acestora se face — dar nu totdeauna — de către rezistența de valoare relativ mare ce șuntează rețeaua de stingere a curentului.

Întrucît aceste lucruri se întîmplă nu numai la dezexcitări la mers în sarcină (deconectări prin protecție, voite etc.) sau mers în gol, ci și

în cazurile în care se trece la funcționarea în regim asincron pentru a se trece de pe excitatricea de bază pe rezervă, sau invers, respectiv în cazuri de regimuri dinamice în sistem — pendulări, scurtcircuite (mai ales la generatoarele cu excitatoare de c.a.), s-a luat hotărîrea să se monteze la toate generatoarele protecție împotriva supratensiunilor rotorice (fig. 3).

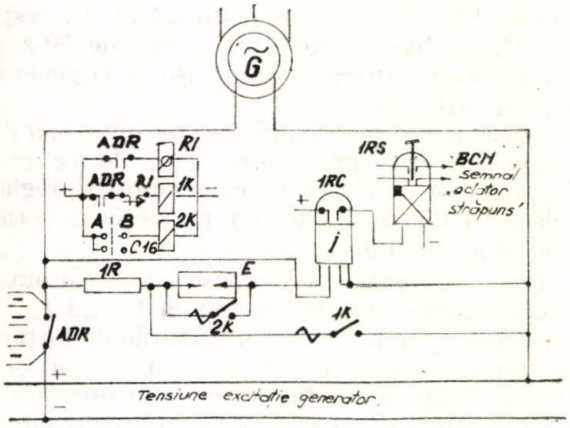


Fig. 3. Protecție de supratensiune rotorică la generatoare.

Aceste protecții „acoperă", respectiv protejează și împotriva unor supratensiuni ce pot apărea datorită unor defecțiuni în circuitele de excitație (la contactoarele care realizează succesiunea conectării rezistențelor de stingere, la rezistența de șuntare a rețelei de stingere ADR etc.).

În figura 3, rezistența de limitare a curentului 1R este rezistența de stingere cu care este echipat generatorul, a cărei valoare trebuie ajustată de așa manieră ca, în cazul străpungerii eclatorului E, nivelul excitației să scadă la 0,9—0,95 I_{nex} sau 0,9—0,95 din valoarea anterioară defectului. Pentru aceasta se ia în calcul nu numai valoarea rezistenței ohmice în stare caldă a înfășurării rotorice, ci și rezistența ohmică a circuitelor de legătură, respectiv valoarea rezistenței 1R. Se presupune apariția supratensiunilor și în timpul funcționării, ceea ce face necesară această precauție.

Releul 1RC este un releu de curent primar calculat și ales să reziste la valoarea curentului care trece prin eclator în caz de străpungere. În cazul nostru s-au ales relee de curent invers sovietice, tip DT-111.

Eclatorul E se reglează la valoarea 1,3 $U_d < U_i$, unde U_d este valoarea tensiunii care apare în cazul unei dezexcitări a generatorului de la valoarea nominală a curentului rotoric — tensiune indicată de furnizor și măsurată, respectiv oscilografiată, la punere în funcțiune sau ori de cîte ori este necesar —, iar U_i este tensiunea de încercare a înfășurării rotorice.

S-au folosit eclatoare sovietice cu străpungere în aer Rz-2,4 (600 A 2400 V), cît și eclatoare magnetice cu acțiune multiplă RA 21, ultimele fiind de preferat întrucît sînt mai comode atît din punct de vedere al reglajului tensiunii de străpungere (vid mai mare sau mai mic), cît și datorită faptului că permit mai multe declanșări între două revizii.

Contactorul $2K$, ales corespunzător, este necesar șuntării eclatorului E (prin cheia C 16) în cazurile în care este necesară înlocuirea sau repararea acestuia în timpul funcționării generatorului.

Eficacitatea protecțiilor a fost verificată în două rînduri la CET Galați, în decurs de un an și jumătate.

4. Corelarea caracteristicilor excitatoarelor de bază ale generatoarelor cu cele ale excitatoarei de rezervă

De obicei, caracteristicile nominale (respectiv datele nominale și caracteristicile — de mers în gol, externă, reglaj etc.) ale excitatoarelor de bază cu care sînt echipate generatoarele nu coincid întru totul cu cele ale excitatoarei de rezervă.

Pe de altă parte, rezistențele ohmice ale rotoarelor generatoarelor, precum și circuitele de legătură de la excitatoare la rotoare nu sînt identice.

Din aceste motive, este necesar a se lua o serie de măsuri în vederea corelării lor, pentru o funcționare sigură a generatoarelor cu excitatoare de rezervă, cît și pentru momentele de trecere manuală sau automată prin paralel de pe o excitatoare pe alta sau trecere de pe o excitatoare pe alta prin regim asincron.

Cerința este necesară la aceste treceri — prin paralel sau asincron — , întrucît se dorește ca generatorul să nu iasă din paralel cu sistemul.

Se menționează că la CET Galați treceri de pe o excitatrice pe alta la generatoarele de 60 și 100 MW prin regim asincron se execută frecvent din anul 1969, iar prin paralel (întrucît se dispune de aparataj corespunzător la TA 3 — 4) din anul 1975.

Excitatoarele cu care sînt echipate generatoarele sînt de tipul VT—450—3000 și VGT—450 500, iar cea de rezervă de tipul GPS—900—1000.

Concret, problema are două aspecte. În primul rînd, acela al determinării caracteristicilor externe ale excitatoarelor de bază și rezervă pentru a se vedea dacă la treceri manuale sau automate de pe o excitatoare pe alta acest lucru este posibil în condiții optime.

Determinînd caracteristicile externe, se observă alura lor (coborîtoare sau ridicătoare), respectiv se calculează statismul.

De regulă, la excitatricea cu excitație derivație caracteristicile externe sînt coborîtoare, însă există cazuri (cum s-a întîmplat la noi) în care tensiunea crește la creșterea curentului, dato-

rită faptului că periile sînt decalate față de axa neutră (comutația fiind totuși bună). În aceste cazuri, pe lîngă cîmpul de reacție transversală există și un cîmp de reacție longitudinală cu efect magnetizant sau demagnetizant față de solenația de excitație a mașinii (depinzînd de sensul decalării periilor), cu afectarea puternică a acesteia.

Este ușor de înțeles ce se poate întîmpla la o astfel de excitatoare, respectiv la generatorul cu care funcționează, după ce se creează condiții de trecere prin paralel (manuală sau automată) de pe excitatoarea de bază pe cea de rezervă (sau invers), dar cu statisme diferite la caracteristicile externe ale acestora.

Dacă trecerea se face cu RAT în funcțiune la excitatoare de bază, atunci acesta poate schimba brusc tensiunea de excitație, lucru ce influențează nivelul de magnetizare al excitatoarei de rezervă cu circulații de curenți foarte mari între cele două mașini de c. c., curenți ce pot topi legăturile cablurilor sau care nu pot fi suportați de aparataj, avînd urmări neplăcute.

Dacă trecerea se face după decuplarea RAT, atunci obligatoriu trebuie ca și caracteristicile externe ale celor două excitatoare să fie corespunzătoare ca statism și asemănătoare, pentru ca funcționarea lor paralelă să fie posibilă fără riscuri.

Riscurile pot fi evitate folosind diode redresoare de putere, corespunzătoare, pentru alimentarea rotoarelor de la excitatoarele de bază sau de rezervă, și în acest caz nu mai poate avea loc circulația de curenți arătată.

Din punct de vedere economic însă, ca și datorită faptului că se introduce un punct slab în circuitele de excitație, soluția este greu de acceptat.

Este deci necesar să se modifice, prin tatonări și măsurători, axa neutră în aceste cazuri (în sensul de rotire al rotorului, dacă caracteristica este ridicătoare, pentru a o face coborîtoare), respectiv se ridică caracteristica externă de fiecare dată pînă ce se obține alura și statismul dorite la aceasta.

Al doilea aspect este acela al determinării nivelurilor de forțare ale excitatoarei de rezervă la funcționare cu diverse generatoare, în scopul de a ști dacă sînt corespunzătoare valorilor cerute de norme (STAS 1983 — 1973, PE-832/73, PE — 509/75 etc.).

— Pentru aceasta, se determină prin oscilografieri nivelul forțării excitației excitatoarei de rezervă la mers în gol, în condițiile concrete existente (U_{f0}).

— Apoi este necesar să se cunoască valorile curenților nominali ai rotoarelor generatoarelor sau, în caz contrar, să se determine indirect, cu ajutorul diagramelor Potier (I_{nr}).

— Se determină valorile rezistențelor înfășurărilor rotorice la 15 °C (20 °C), apoi se calculează pentru temperatura de 85°C, temperatură la care se consideră că se execută forțarea excitației și pe care o vom denumi stare „rece" a rotorului (R 85°C).

— Se consideră apoi că temperatura rotoarelor generatoarelor atinge valoarea de 105 °C (admisă de furnizor, conform clasei de izolație folosite), după o durată de forțare admisă de 20 s sau 30 s etc. (după caz, la generatoare diverse) (R 105°C).

— Se calculează nivelul forțării excitației în sarcină (U_f), cunoscînd statismul caracteristicii externe a excitatoarei de rezervă, respectiv valorile acestuia pentru diverse sarcini la diverse generatoare: $U_f = (0{,}9 \div 0{,}95)\, U_{f0}$, unde U_{f0} este nivelul de forțare la mers în gol.

— Se calculează tensiunea la inelele rotorului în stare „rece", respectiv U_r 85°C = R 85°C. $\cdot I_{nr}$, unde notațiile au înțelesul de mai sus, apoi se calculează nivelul forțării cerut de norme, respectiv 2 U_r 85 °C pentru fiecare generator.

Nivelul mai mare sau egal cu 2 este cerut de PE-832/73 pentru generatoare cu puteri cuprinse între 50—100 MW.

— Se calculează nivelurile reale de forțare pentru fiecare generator, observîndu-se dacă depășesc cifra 2. În caz contrar se iau măsuri de mărire a coeficientului de forțare a excitației la acele generatoare la care nivelul este mai mic decît 2.

Pentru aceasta se montează cîte un contactor ales corespunzător, care șuntează o parte a reostatului de cîmp al excitatoarei de rezervă, în mod automat, cînd se trece, la generatoarele în cauză, pe excitatoarea de rezervă.

Firește, nivelul de forțare poate fi realizat și mai mare de 2, dar în acest caz trebuie micșorat timpul de forțare, respectiv limitarea duratei forțării trebuie făcută mai repede, pentru a nu fi depășită temperatura de 105°C. Se vor avea în vedere duratele de forțare permise de furnizori atît pentru rotorul generatorului cît și pentru excitatoare.

Aceste măsuri sînt necesare atît pentru ridicarea stabilității de funcționare a generatoarelor cu excitatoare de rezervă, cît și pentru evitarea unor fenomene neplăcute la trecerea de pe o excitatoare pe alta fără scoaterea din paralel a generatorului.

Automatizarea trecerii de pe o excitatoare pe alta este posibilă cu condiția existenței aparatajului primar de comutație, aparataj care nu se construiește încă în țară pentru curent continuu.

Întrucît la două generatoare există montate întreruptoarele respective, iar la altele două se vor monta (în prezent trecerile se fac prin asincron), se lucrează la o astfel de schemă pentru realizarea trecerii automate de pe o excitatoare pe alta.

Concluzii

1. La blocurile generator-transformator alimentarea releelor de forțare a excitației de la tensiunea superioară a blocului, precum și demararea forțării la scurtcircuite monofazate, lărgește plaja de acțiune a dispozitivului de forțare a excitației, cu consecințe favorabile asupra stabilității generatoarelor.

2. Protejarea rotoarelor generatoarelor la supratensiuni și la suprasarcini de curent este necesară pentru prelungirea duratei de funcționare a acestora, cît și în cadrul general al siguranței în funcționare cerute generatoarelor.

3. Cînd se dispune de generatoare diferite și de o singură excitatoare de rezervă, este necesar să se coreleze caracteristicile lor, pentru a avea, pe lîngă condițiile de paralel ale acestora (polarități de același semn, tensiuni egale), și criteriul caracteristicilor externe asemănătoare.

De asemenea, este necesar să se ia măsuri de îndeplinire a valorii plafonului normat de excitație în cazul forțării acesteia la funcționarea generatoarelor cu excitatoarea de rezervă.

Bibliografie

[1] * * * *Tehniceskoe opisanie i instrukțiia po ekspluatații turbogheneratora sinhronnih trehfaznih.* OBS 460.255 ID.

[2] Rüdenberg, R. *Fenomene tranzitorii în sistemele electroenergetice.* Editura tehnică, București, 1959.

[3] Ulianov, S. A. *Regimuri tranzitorii ale sistemelor electroenergetice.* Editura tehnică, București, 1967.

[4] Drăgan, D. și Crețu, Gh. *Determinarea din probe a parametrilor RAT și RAV la grupul de 100 MW de la CET Galați. Influența lor asupra comportării grupului în regimuri dinamice.* În: Energetica, nr. 2, 1972.

[5] * * * *Instrucțiuni privind probele funcționale ale sistemelor de reglare automată a tensiunii și vitezei grupurilor generatoare.* PE—509/75, ICEMENERG, București 1975.

[6] * * * *Condiții tehnice generale pentru turbogeneratoare.* PE—832/73, CDE, București, 1974.

[7] * * * STAS 1983—1973.

Analiza efectelor poluării asupra siguranței în funcționare a instalațiilor IRE Constanța și măsuri pentru limitarea lor

ing. **Gh. Petran**
și ing. **C. Răsteanu** *)

Fenomenul de poluare marină se manifestă prin prezența în aer a unor săruri ionizante în concentrații care conduc la importante implicații de ordin economic și social.

Contaminarea izolației exterioare din stații și rețele electrice cu o peliculă semiconductoare reprezintă cauza principală de conturnare a aparatelor electrice de înaltă tensiune din zona litoralului la tensiunea de serviciu, problema poluării izolației electrice devenind una dintre cele mai importante probleme de rezolvat pentru sistemul nostru.

Poluarea electrolitică, care include și poluarea marină specifică zonelor de litoral ale Mării Negre, constă în formarea pe suprafețele izolatoarelor a unor electroliți cu umiditatea din atmosferă. Acest tip de poluare este mult favorizat de ceață, ploaie slabă (burniță), rouă etc., cînd, prin formarea unor aerosoli în atmosferă ca urmare a dizolvării în umiditatea aerului a unor gaze și pulberi solide, se condensează pe suprafața izolatoarelor un electrolit.

*) Autorii lucrează la IRE Constanța.

În instalațiile din vecinătatea mării, picăturile de apă provocate de valurile care se sparg, purtate de vînt, depun progresiv pe izolatoare un strat de sare care cu timpul acoperă toată suprafața izolatorului, inclusiv părțile mai bine protejate.

Acest strat de sare, umezit de însești picăturile de apă provocate de spargerea valurilor și care, purtate de vînt, se depun în continuare prin simpla condensație sau, mai mult, datorită ceții, devine conductor.

Se stabilește astfel un curent de fugă ce traversează stratul superficial salin și pot lua naștere, în această situație, efluvii electrice care, în anumite condiții, se dezvoltă pînă ce provoacă conturnarea totală a izolatoarelor.

Cînd fenomenul de contaminare a izolației conține elemente aparținînd ambelor tipuri de poluare — granulară și electrolitică (marină) — se produce „efectul cumulativ", cu un grad mai sever de poluare în cîmp electric intens, aerosolii din jurul izolatoarelor înrăutățind situația prin reducerea continuă a tensiunii de conturnare față de valorile raportate la condițiile atmosferice normale.

Un astfel de fenomen deosebit a afectat izolația instalațiilor electrice ale IRE Constanța în ianuarie 1977.

1. Prezentarea evenimentelor

În perioada 22—24 ianuarie 1977, în instalațiile electrice ale IRE Constanța au avut loc numeroase declanșări ale liniilor de 110 kV,

fiind afectate în special liniile din zonele Mangalia, Eforie, Constanța, Basarabi și Medgidia.

Evenimentele au început în seara zilei de 22 ianuarie 1977, în jurul orei 20,30, reapărînd cu intensitate sporită la data de 23 ianuarie între orele 16,20 — 22,00, înregistrîndu-se 106 declanșări, din care 92 cu RAR-R (tabelul 1).

Declanșările au fost cauzate de apariția unui fenomen meteorologic deosebit: ceață salină în condiții de cer senin, cu un conținut ridicat de aerosoli.

Anterior apariției acestei ceți saline, în zilele de 17—19 ianuarie 1977 litoralul Mării Negre a fost afectat de o puternică furtună ce a antrenat picături de apă sărată la distanțe mari, care au acoperit suprafețele izolatoarelor instalațiilor electrice din zonele respective.

Valul de ceață s-a deplasat în timp, pornind dinspre Mangalia — Eforie — Constanța spre Basarabi — Medgidia, concomitent cu deplasarea înregistrîndu-se și declanșarea liniilor din zonele respective.

În zilele de 20—21 ianuarie, timpul a fost frumos, constatîndu-se seara apariția descărcărilor de gradul I în stațiile Eforie, Palas-sud și declanșarea liniilor de 110 kV CET Palas — Eforie și Eforie — Neptun.

Succesiunea celor două fenomene — furtună însoțită de praf și ceață salină — a condus la apariția unui efect cumulativ de poluare marină a izolatoarelor din instalații, depășindu-se astfel salinitățile de ținere ale diferitelor izolatoare din linii.

Condițiile meteorologice din zonele Constanța — Mangalia din 22 și 23 ianuarie 1977 sînt similare cu cele din data de 12 ianuarie 1977, cînd nu s-au produs declanșări ale liniilor de 6—220 kV și nici nu s-au constatat descărcări în stațiile de transformare.

2. Fenomene înregistrate în anii precedenți și măsuri luate

Un fenomen asemănător s-a înregistrat în perioada 9 — 13 și și 17 — 22 ianuarie 1971, care a cauzat declanșarea liniilor de 35 — 110 kV din zona Constanța — Năvodari.

Conform datelor comunicate de stația meteorologică Constanța, ceața a fost transportată dinspre mare, depunîndu-se sub formă de polei în zonele Constanța — Valul Traian — Năvodari.

Și în acest caz declanșările au avut loc între orele 18—23, fiind precedate de apariția unei puternice furtuni în ziua de 1—2 ianuarie 1971.

Anterior producerii fenomenului din anul 1971, în vara anului 1970 IRME a executat măsurători pentru determinarea gradului de poluare în zona Constanța-port.

Determinarea gradului de poluare s-a efectuat după o metodologie folosită de un institut de specialitate din Japonia și recomandată îndeosebi pentru zonele impurificate cu agenți de poluare marini.

Conductivitatea medie obținută a fost de 110 μs/cm, indicîndu-se ca pentru zona port să se asigure o linie de fugă specifică de circa 2 cm/kV.

Ca urmare a fenomenelor înregistrate în 1971 au fost luate măsuri de înlocuire a izolației liniilor de 110 kV și a izolației în stațiile de transformare, realizîndu-se o linie de fugă specifică pentru liniile de 110 kV de minimum 2,72 cm/kV, iar pentru aparatajul din stații care nu se încadrează în zona a III-a de poluare (conform PE 109/74) tratarea cu unsori siliconice.

3. Comportarea izolației la agenții poluanți marini

Din tabelul prezentat în anexa 1 se observă că liniile echipate cu izolatoare VKLF și VKLS au înregistrat cel mai mare număr de declanșări specifice (Constanța-nord — Tomis, 200 declanșări/100 km, Constanța-Nord — CET Palas, 180 declanșări/100 km).

La circuitele echipate cu VKLS + 2 K3, numărul specific de declanșări a fost mult mai mic (CET Palas — Palas-sud, 30 declanșări/100 km).

Liniile de 110 kV echipate cu izolatoare 2025 și VKLS + 2025 (CET Palas — port — petrol și SN Constanța) nu au prezentat declanșări, cu toate că unele nu depășesc 200 m de la malul mării, iar descărcările pe izolatoare au fost reduse.

În instalațiile de 35 kV s-a înregistrat un număr redus de declanșări, fiind afectată linia Ovidiu I — Mamaia, echipată cu 4×2025. Pe această linie s-a constatat conturnarea a 6 lanțuri, stîlpii fiind amplasați pe plajă, linia de fugă specifică 4 cm/kV dovedindu-se insuficientă în condițiile de poluare marină.

În timpul declanșărilor au fost efectuate observații, la instalațiile de transformare și pe traseul liniilor, constatîndu-se:

— efluvii puternice de gradul I, II și III ale aparatajului din stațiile Eforie, Palas-sud, Constanța-nord, Basarabi etc., corespunzător zonei a III-a de poluare;

— echipamentul corespunzător zonei I de poluare și tratat cu unsori siliconice nu prezenta efluvii;

— întreruptoarele tip I și IUP 110 cu MR 4 prezentau descărcări mult mai puternice decît IUP — 110 cu DPE;

— izolatoarele de tip și VKLF și VKLS montate pe linia Eforie — Neptun și curățate la 21 ianuarie 1977, prin ștergerea cu cîrpe, în seara zilei de 23 prezentau efluvii de același grad ca și circuitul vecin CET Palas — Eforie, la care izolația nu fusese curățată.

Tabelul 1

LEA 110 kV declanşate în perioada 22—24 ianuarie 1977

	Denumirea LEA şi lungimea (km)	Nivel de izolaţie (rip)	Lungimea liniei de fugă specifică (cm/kV)	Zone poluate conf. PE 109/1974	Distanţa minimă şi medie faţă de mare (km)	Număr declanşări								Declanşări specifice pe 100 km
						22.01.77		23.01.77		24.01.77		total		
						RAR reuşit	RAR nereuşit	RAR reuşit	RAR nereuşit	RAR reuşit	RAL nereuşit	RAR reuşit	RAR nereuşit	
1.	Constanţa-nord — Tomis-nord (I) 2	VKLF	2,05	2	2,5/3,5	—	2	2	—	—	—	2	2	200
2.	Constanţa-nord — Tomis-nord (2) 2	VKLF	2,05	2	2,5/3,5	1	—	2	1	—	—	3	1	200
3.	Constanţa-nord — CET Palas 11,1	VKLF — VKLS	2,05 2,72	2 2,7	3/5	2	1	16	1	—	—	18	2	180
4.	Constanţa-nord — Basarabi 22	VKLF	2,05	2	4,5/10	3	—	9	1	—	—	12	1	59
5.	Constanţa-nord — Lumina 20,5	10 × PSG 9 × 2,025	2,05 3,1	2 2,7	4,5/7	1	—	—	4	—	—	1	4	45
6.	CET Palas — Ef. N. 22	VKLS VKLF	2,72 2,05	2,7 2	3/4,5	—	—	10	2	—	—	10	2	55
7.	CET Palas — Palas-sud 2,7	VKLS + 2 K 3	3,1	2,7	3/4	—	—	—	—	1	—	1	—	30
8.	Neptun — Eforie nord 22	VKLF	2,05	2	2,5/10	3	—	6	—	—	1	9	1	45
9.	Basarabi — Palas-sud 20	VKLF VKLS	2,05 2,72	2 2,7	4/10	—	—	—	—	—	—	3	—	1
10.	Basarabi — Lumina 28	VKLF	2,05	2	7/15	—	—	3	—	8	—	11	—	4
11.	Basarabi — Poarta Albă 15	VKLF	2,05	2	20/20	—	—	—	—	1	—	1	—	5
12.	Basarabi — Medgidia-nord 15	VKLF VKLS	2,05 2,72	2 2,7	20/30	—	—	8	—	3	—	11	—	55
13.	Medgidia — Bălcescu 17,6	VKLF 8 × 2025	2,05 2,76	3 2,5	25/35	—	—	2	—	1	—	3	—	18
14.	Medgidia-nord — Mircea Vodă 9	VKLF 8 × 2025	2,05 2,76	2 2,7	40/45	—	—	4	—	—	1	4	1	55
15.	Medgidia I — Băneasa 58,2	VKLF VKLS	2,05 2,72	2 2,7	40/70	—	—	—	—	1	—	1	—	1
16.	Medgidia I — Hîrşova 51,4	VKLS VKLS	2,05 2,72	2 2,7	40/60	—	—	—	—	2	—	2	—	4

4. Nivelul de izolație al instalațiilor din punctul de vedere al poluării

Din analiza efectuată rezultă că instalațiile respectă prevederile normativului PE 109/1974, privind încadrarea în zonele de poluare a II-a și a III-a, tabelul 45, art. 13 : „Zonele situate lingă litoral, apa mării avînd un conținut de sare 2 — 20 g/l (apa Mării Negre, 17 g/l), se încadrează în zona a III-a pînă la distanța de 1500 m și, respectiv, zona a II-a pînă la 3000 m".

Izolația LEA de 110 kV afectate asigură performanțe de ținere la salinitate între 28 g/l — 80 g/l superioare salinității apei mării (17 g/l).

Prin cumularea efectelor poluărilor succesive pe litoral (furtuna care a antrenat ceață salină cu aerosoli) au fost depășite performanțele izolatoarelor, conducînd la conturnarea lor.

5. Determinarea agentului poluant depus pe suprafața izolatoarelor prin măsurători

ICEMENERG a efectuat măsurători în zilele de 25—26 ianuarie 1977 pentru determinarea depunerii specifice echivalente de sare pe suprafața izolatoarelor.

Au fost efectuate măsurători la fața locului prin spălarea lanțurilor demontate, cu o cantitate determinată de apă demineralizată, măsurîndu-se conductivitatea acesteia după spălare, cît și măsurători pe lanțuri transportate la București.

Din măsurătorile efectuate la fața locului pe izolatoare tip VKLF și VKLS, din diferite zone, a rezultat o conductivitate de 600 μs/cm/l, iar pe 7 × 2025 din zona port 2740 μs/cm/l.

Măsurătorile preliminare au scos în evidență că izolatoarele VKLF — VKLS sînt poluate aproximativ egal, în timp ce lanțul 7 × 2025 a dat o conductivitate a apei de spălare de circa 5 ori mai mare; stratul poluant pe suprafața izolatoarelor este distribuit uniform, cenușiu închis, cu aspect de praf foarte fin și gust sărat. Stratul este neaderent și ușor lavabil.

La ICEMENERG au fost determinate depunerile echivalente de NaCl pe unitate de suprafață, rezultînd :

— pentru izolatoarele VKLF—VKLS : 0,044, 0,055, 0,034, 0,02 mg/cm²;

— pentru izolatoarele 2025 (zona port): 0,136 mg/cm²;

— pentru izolatoarele PS 6 : 0,328 mg/cm².

Comparînd valorile obișnuite cu cele ale japonezilor, ar rezulta că ne încadrăm în zona „b" (0,06 pentru izolatoarele-tijă și 0,125 pentru capă-tijă), excepție făcînd izolatoarele PS 6, care s-ar încadra în zona „c — d".

Se consideră că măsurătorile efectuate nu sînt concludente, avînd în vedere următoarele :

— măsurătorile au fost efectuate la cîteva zile după depunerea agentului poluant, înregistrîndu-se și burnițe în zilele de 24 și 25 ianuarie 1977 ;

— în seara zilei de 23 ianuarie 1977, apariția ceții s-a făcut în valuri, care, combinată cu agentul poluant depus în zilele anterioare, a îngreunat condițiile de funcționare a izolației.

Din aceste motive, în aprilie 1977 IRE Constanța a efectuat o serie de măsurători referitoare la proprietățile fizico-chimice ale agentului poluant marin și încercări cu tensiune mărită a izolatoarelor de tip VKLS, VKLF, 2025, PS—16.

În urma tratării izolatoarelor cu apă de mare (introducere în apă marină și pulverizare cu aspiratorul) s-au constatat scăderi importante ale tensiunii de ținere, astfel :

— izolatorul 2025, care în condiții normale a ținut la tensiunea de 75 kV, a prezentat efluvii puternice, conturnînd la 30 kV ;

— izolatorul PSG — 12 A conturnează la 35 kV, iar izolatorul PS—16 la 30 kV.

De asemenea, izolatoarele de tip VKLF, VKLS au prezentat efluvii.

După efectuarea încercărilor agentul poluant a fost spălat de pe suprafața fiecărui izolator în cîte un litru de apă distilată.

Buletinele de analiză chimică scot în evidență următoarele :

— izolatorul PS — 16 : 3000 mg/l, respectiv 1,5 mg/cm² ;

— izolatorul 2025 : 3000 mg/l, respectiv 1,3 mg/cm² ;

— izolatorul VKLF : 4000 mg/l, respectiv 0,5 mg/cm².

Cu toate că depunerile specifice de săruri sînt minime pe izolatoarele VKLF, VKLS, acestea s-au comportat cel mai slab cu ocazia evenimentelor din ianuarie 1977, ceea ce scoate în evidență faptul că în cadrul acestor încercări condițiile realizate de noi sînt departe de cele din exploatare.

Dacă se compară aceste rezultate cu cele japoneze, se constată că gradul de salinitate este mult mai mare la izolatoarele astfel poluate, avînd însă în vedere că poluarea în condiții naturale nu s-ar putea ridica totuși la un asemenea grad de severitate.

Din experiența noastră mai reiese faptul că, întrucît la tratarea cu apă pulverizată a stratului poluant uscat tensiunea de ținere scade foarte mult, rezultă că folosirea unei instalații de spălare a izolației ar ridica probleme dificile, deoarece sarea depusă se dizolvă brusc, reducînd tensiunea de ținere.

Concluzii și măsuri

Declanșările înregistrate ca urmare a fenomenului meteorologic apărut nu au produs întreruperi în alimentarea consumatorilor (funcționare buclată pe 110 kV), ei fiind afectați

numai de căderile de tensiune, în special cei cu motoare sincrone.

Nu s-au constatat conturnări la lanţurile de întindere.

Izolatoarele 2025, precum şi varianta VKLS + 2 (2025) au avut o comportare superioară la liniile de 110 kV, constatîndu-se totuşi conturnarea lanţurilor de 4×2025, montate la 35 kV, linia fiind amplasată la malul mării, valurile ajungînd în dreptul stîlpilor.

Izolaţia tratată cu unsori siliconice nu a prezentat efluvii.

Măsurile luate au fost următoarele:

a) În intervalul 21 — 31 ianuarie 1977 a fost tratată izolaţia staţiilor Eforie, Constanţa-nord şi Depozite (staţii a căror izolaţie se încadrează în zona a III-a) şi a circuitelor de 110 kV Constanţa-Nord — Tomis (I şi II) şi CET Palas (aproximativ 15 km).

b) Întărirea izolaţiei cu două elemente PS6 — — 12 A sau F 13 p a liniilor CET Palas — Eforie — Neptun, Constanţa-nord — Basarabi (parţial) — CET Palas — Palas-sud, Palas-sud — Basarabi (parţial), Constanţa-nord — Tomis (I + II) şi Constanţa-nord — CET Palas, circa 80 km.

c) Introducerea în planul de cercetare 1977 — 1978 al ICEMENERG a studiului fenomenelor poluării marine.

Avînd în vedere că atît în anul 1971 cît şi în 1977 valul de ceaţă s-a deplasat la distanţe mult mai mari decît cele prescrise în PE 109/74 pentru zona a III-a, se propune modificarea normativului şi mărirea zonei pînă la 10 km şi folosirea în această zonă pentru liniile noi proiectate numai a izolatoarelor anticeaţă.

LEA de medie tensiune pentru zona propusă la punctul „d" să fie echipată cu izolatoare IsNs — 20 S.

Fiabilitatea subsistemelor energetice cuplate cu sisteme de producţie în industria chimică

Dr. ing. **I. Grigoriu** *)

Industria chimică este un sistem deoarece se pot defini *relaţii* care există între *intrări* (materii prime şi forme de energie) şi *ieşiri* (produse finite şi informaţii). Aceste relaţii apar în mod obiectiv datorită interconexiunii cu *mediul* (resursele mobilizate) şi *alte sisteme* (de exemplu sistemul energetic naţional).

În cadrul industriei chimice au fost analizate două tipuri de subsisteme caracteristice :

a) ramura industrială (de ex. clorosodice);

b) platforma industrială (de ex. Govora, Rm. Vîlcea).

În cadrul platformei industriale Rm. Vîlcea s-au identificat de asemenea sisteme cu descrierea matematică a relaţiilor specifice diferite :

— Combinatul de produse sodice
— Combinatul chimic
— Uzina de utilaj chimic
— Centrala electrică de termoficare
— Sistemul energetic naţional
— Centralele hidroelectrice de pe Olt

Aceste subsisteme au legături specifice între elementele care le formează şi legături caracteristice cu mediul, definit în cazul de faţă sub trei aspecte energetice: electroenergetică, termoenergetică, hidroenergetică.

În cadrul celor trei simpozioane privind siguranţa în funcţionare a instalaţiilor energetice au fost dezbătute problemele de metodă şi procedeele de calcul, care au fost luate în considerare la elaborarea schemelor tehnologice şi energetice existente şi la elaborarea unor caiete de sarcini cu aspecte de siguranţă care se predetermină cu ajutorul calculatoarelor numerice din institutele de proiectare şi se pot calcula cu ajutorul calculatoarelor de proces de pe platformele industriale.

Combinatul de produse sodice Govora de pe platforma industrială de chimizare a sării, calcarului şi gazelor de piroliză a ţiţeiului Rm. Vîlcea a fost dotat cu calculator de proces.

Cu acest calculator se caută a se rezolva următoarele probleme dezbătute la acest simpozion :

1. Simularea numerică a efectelor golurilor de tensiune pe barele de 110 şi 220 kV.

2. Simularea după metoda Monte Carlo a sistemelor hidro, termo şi electroenergetice industriale din punctul de vedere al fiabilităţii.

3. Prelucrarea datelor statistice în vederea includerii în calculele de siguranţă a calculului de fundamentare a deciziilor *risc — investiţie*, determinarea cheltuielilor anuale şi a daunei medii probabile anuale datorită întreruperilor în alimentarea cu diferite forme de energie (hidro, termo sau electro).

4. Alegerea schemei de alimentare prioritare cu diferite forme de energie în cazul avariei sistemului naţional energetic şi a funcţionării insulare a CET Govora.

*) Dr. ing. I. Grigoriu lucrează la Institutul de inginerie tehnologică şi proiectare în industria chimică (IITPIC).

5. Analiza dinamicii pe termen lung a sistemului energetic industrial Rm. Vîlcea pe baza sarcinilor prestabilite prin următoarele ipoteze :

a) funcționare insulară cu CET Govora pe baza turbinelor cu contrapresiune și a stației de reducere rapidă ;

b) funcționare insulară cu CET Govora pe baza turbinelor cu priză și condensație;

c) funcționare insulară cu CET Govora pe baza tuturor turbogeneratoarelor existente ;

d) funcționare insulară cu CET Govora și CHE de pe Olt.

Din existența, în acest caz, a tuturor condițiilor specifice unui sistem complex a rezultat necesitatea folosirii unui algoritm pentru calculul fiabilității subsistemelor energetice (hidro, termo și electro) bazat pe metoda grupelor de defectare.

A apărut însă necesară efectuarea calculelor de fiabilitate a grupurilor funcționale din cadrul uzinelor de sodă din punct de vedere tehnologic și energetic.

Tabloul de fabricație elaborat periodic de către calculatorul de proces se bazează pe aceste grafuri hidro, termo și electro, specifice CPS Govora — în care blocurile funcționale reprezintă stadii în procesele de transformare și transfer de masă, moment și căldură.

Ele stau la baza aplicării metodelor de estimare parametrice și neparametrice a indicatorilor de fiabilitate.

Datele de comportare a echipamentelor tehnologice din uzina de sodă se propune a fi prelucrate statistic pe calculatorul C 256.

Schema tehnologică a uzinei de sodă s-a elaborat în ipoteza că procesul chimic este un proces stocastic de tip Markov de gradul I cu timp continuu, ca și CET Govora.

Apare utilă integrarea în cadrul algoritmului de calcul a indicilor echivalenți de fiabilitate a CET Govora elaborat de ISPE, a unor grupuri de defectare intermediare de transformare a energiei în forme de energie (hidro, termo,

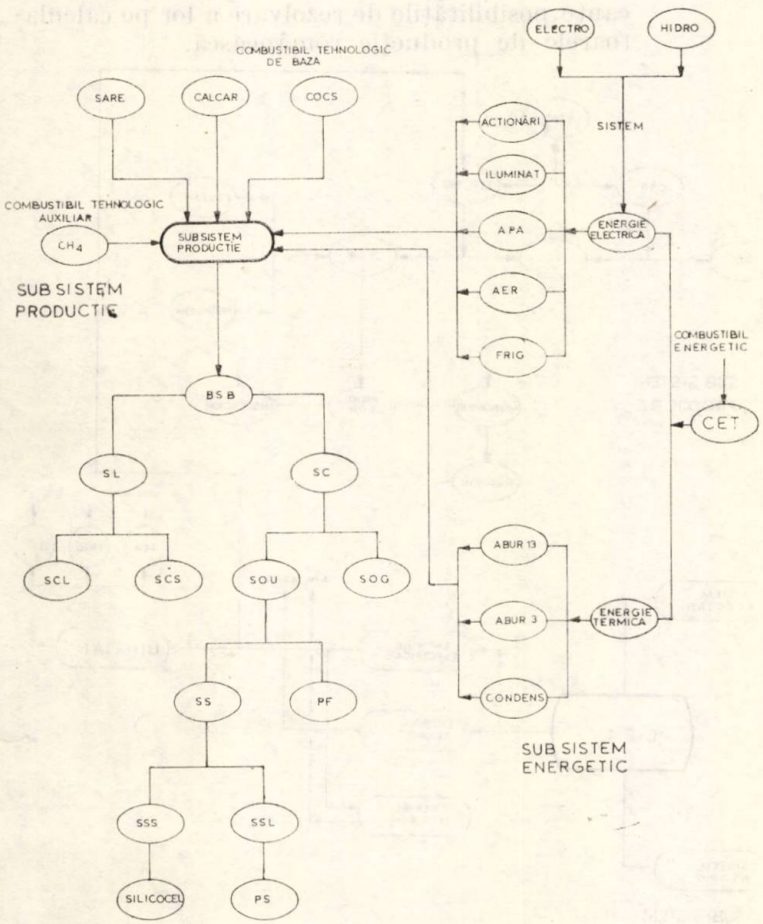


Fig. 1. Grupurile (blocurile funcționale) din uzina de sodă.

Se remarcă existența unor blocuri funcționale endoterme și a unor grupuri funcționale exoterme, legate în serie și paralele prin fluxuri de materiale buclate.

Aceste grupuri au fost analizate sub formă de graf parțial orientat și buclat, care se interconectează cu sursele de energie.

electro) și a unor grupuri de defectare finale de folosire a formelor de energie la blocurile funcționale specifice uzinei de sodă.

Programul de calcul al fiabilității sistemului complex prin metoda grupurilor de defectare la platforma Rm. Vîlcea se poate implementa pe calculatorul existent la Centrala indus-

trială de produse anorganice Rm. Vîlcea și secționat pe baza schemei echivalente de fiabilitate pe următoarele grupe de defectare:

1. Combinatul de produse sodice:
   — sodă calcinată;
   — sodă caustică;
   — chimia siliciului.
2. Combinatul de chimie:
   — electroliza sării:
   — clorurarea etilenei;
   — clorurarea propilenei;
   — alte clorurări pentru obținerea de manomeri;
   — polimerizări.
3. Obținerea altor forme de energie:
   — apă tratată și contra incendiilor;
   — aer cu calitate diferită;
   — gaz inert.
4. Prelucrări mecanice și activitate de mecanic-șef:
   — nivel republican;
   — la combinatul de produse sodice;
   — la combinatul de produse chimice.
5. Centrala electrică de termoficare:
   — grupuri cu contrapresiune;
   — grupuri cu condensație și priză;
   — servicii interne;
   — gospodăria de combustibil;
   — gaz metan;
   — păcură.
6. Centrala hidroelectrică.
7. Sistemul electroenergetic național: 35 kV, 110 kV, 220 kV.

Calculul fiabilității acestor subsisteme integrate în schema echivalentă de fiabilitate se va face ținînd seamă de existența unor elemente de rezervă, caracterizate prin:

a) regimul de funcționare;
b) probabilitatea de neanclanșare;
c) tipul de comutare a rezervei (caldă, semicaldă, rece).

Se consideră că programul FIABS-ISPE trebuie extins prin cooperare cu Institutul de inginerie tehnologică și proiectare în industria chimică (IITPIC) și Institutul de cercetări, inginerie tehnologică și proiectări în rafinării (IITPR) la sistemele complexe specifice industriei chimice de pe platforma industrială, și la toate formele de energie. Avînd la bază lanțuri Markov cu timp continuu, urmează să se scrie pentru fiecare platformă industrială ecuațiile de bilanț ale lanțului în regim staționar și să se caute posibilitățile de rezolvare a lor pe calculatoarele de producție românească.

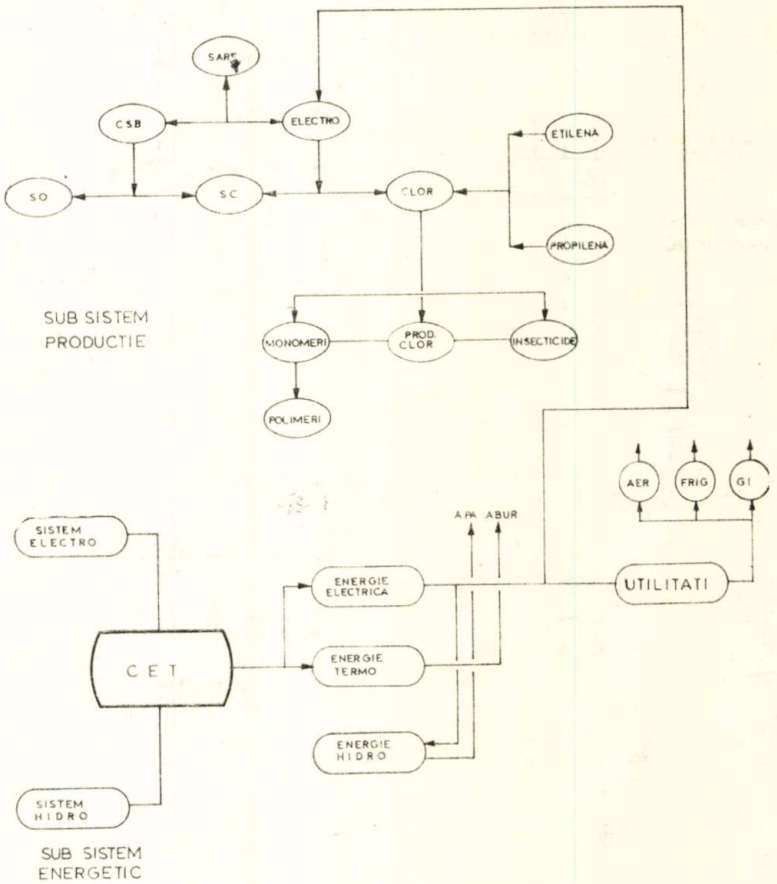


Fig. 2. Interconectarea uzinei de sodă cu CET

La Centrul de calcul MICh din București există un calculator care permite simularea Combinatului de produse sodice Govora din punctul de vedere al fiabilității sistemului energetic complex și de asemenea un calculator pe care se elaborează bilanțurile energetice totale pentru același obiectiv.

Cooperarea între ISPE și IITPIC pentru rezolvarea în comun a problemei simulării numerice a unei platforme industriale alimentate de sistemul energetic național — centrala hidroelectrică, centrala electrică de termoficare cu grupuri cu condensație și grupuri cu contrapresiune — apare ca necesară și se înscrie pe linia sarcinilor trasate de conducerea superioară de partid și de stat.

Cu ajutorul calculatoarelor electronice de proces trebuie fundamentate deciziile funcționării insulare a platformelor industriale în diferite condiții de separare și la diferite nivele pe forme de energie.

Simulînd insularizarea, se evită riscurile implicate de problemele de insularizare a unui sistem complex, cum este platforma industrială Govora — Rm. Vîlcea.

Apariția instalațiilor de valorificare a resurselor energetice secundare introduse și extinse pe baza Decretului 281/77 face și mai complex și interdependent sistemul termoenergetic. Introducerea grupurilor Diesel pentru consumatorii vitali și funcționarea insulară în diferite ipoteze (pivot sau CET) impun folosirea microcalculatoarelor de proces, în procesul de decizie multifactorială.

Siguranța în funcționare a sistemului energotehnologic de electroliză pentru producerea clorului, hidroxidului de sodiu și hidrogenului

Ing. I. Nicolae *)

Electrolizele de sodă-clor sînt consumatoare intensive de energie electrică în curent continuu, parametrii de funcționare ai instalațiilor fiind cuprinși între 60 și 400 kA, la 200—850 V, totalizînd 12—80 MW/instalație, iar ponderea lor în consumul total de energie electrică în industria chimică a R.S.R. în 1975—1976 era de circa 13—14%, ceea ce reprezintă circa 3—4% din economia electroenergetică a țării [1], [2]. Această deosebită dezvoltare s-a realizat prin construirea de noi unități dotate cu electrolizoare cu diafragmă sau cu catod de mercur, reprezentînd la timpul lor ultimele cuceriri ale tehnicii mondiale, urmărindu-se în principal obținerea unor produse de cea mai bună calitate la cel mai scăzut cost. În vederea calculelor tehnico-economice pentru găsirea soluțiilor optime este necesar să se cunoască comportarea instalațiilor la modificarea parametrilor de lucru sau la întreruperea funcționării, componentele care constituie pierderi, graficul de repornire pînă la atingerea capacității și parametrilor inițiali. Pentru instalațiile de electroliză sînt bine cunoscute valorile parametrilor de funcționare în regim permanent la sarcină nominală, modul de oprire în siguranță a proceselor și modul de operare la pornire pînă la revenirea la sarcina nominală, dar lipsesc elemente cantitative și calitative pentru estimarea daunelor intervenite în regimuri tranzitorii. Aceste lipsuri se datoresc atît ritmului rapid de modificare a tehnologiilor și de creștere a capacităților, cît și timpului relativ scurt de cînd au apărut preocupări și metodologii de analiză a fiabilității instalațiilor. La aceasta se adaugă și faptul că, în general, firmele care construiesc astfel de instalații nu au în exploatare proprie electrolize de sodă-clor. În aceste condiții, valorile coeficienților din metodologia determinării daunelor [3], [4], [5] au fost apreciate de proiectanți pe baza unei experiențe relative.

Pentru înlăturarea surselor de erori ce derivă din estimări subiective, s-a procedat la cercetarea comportării reale în exploatare a instalațiilor de sodă-clor pe o perioadă îndelungată de timp, care fundamentează valorile parametrilor de funcționare ai instalațiilor de sodă-clor în regimuri tranzitorii.

Uzinele de sodă-clor sînt unități integrate, în care produsele și subprodusele unei linii devin materii prime pentru alte linii tehnologice, fiind în același timp alimentate cu materii prime și utilități ce reprezintă ieșiri pentru alte subsisteme. Acești coloși industriali, sensibili la orice schimbări ale condițiilor de funcționare, trebuie să fie suficient de elastici pentru a se adapta cu ușurință sau chiar automat la perturbații provocate de modificări intenționate, impuse sau întîmplătoare ale proprietăților materiilor prime (proveniență, concentrații, structură etc.), condițiilor de mediu, ale cerințelor pieții (cantități, calități, restricții tehnologice, prețuri). O instalație de electroliză pentru producerea sodei, clorului și hidrogenului reprezintă un sistem energotehnologic, la care se remarcă următoarele:

— toate elementele instalației sînt în strînsă interdependență (fig. 1);

— interacțiunea a cinci mari subsisteme: resursele naturale, subsistemul energetic, subsistemul chimic, mediul înconjurător și investițiile;

*) Ing. I. Nicolae lucrează la IITPIC.

— ceea ce este mai important decît evoluția fiecărui subsistem în parte, sau a unui element dintr-un subsistem, este legătura reciprocă dintre acestea în cadrul sistemului;

univoc precizată prin relațiile ce definesc bilanțul energetic global obținut prin aplicarea legii conservării masei și a principiilor I și II din termodinamică. Minimizarea cheltuielilor

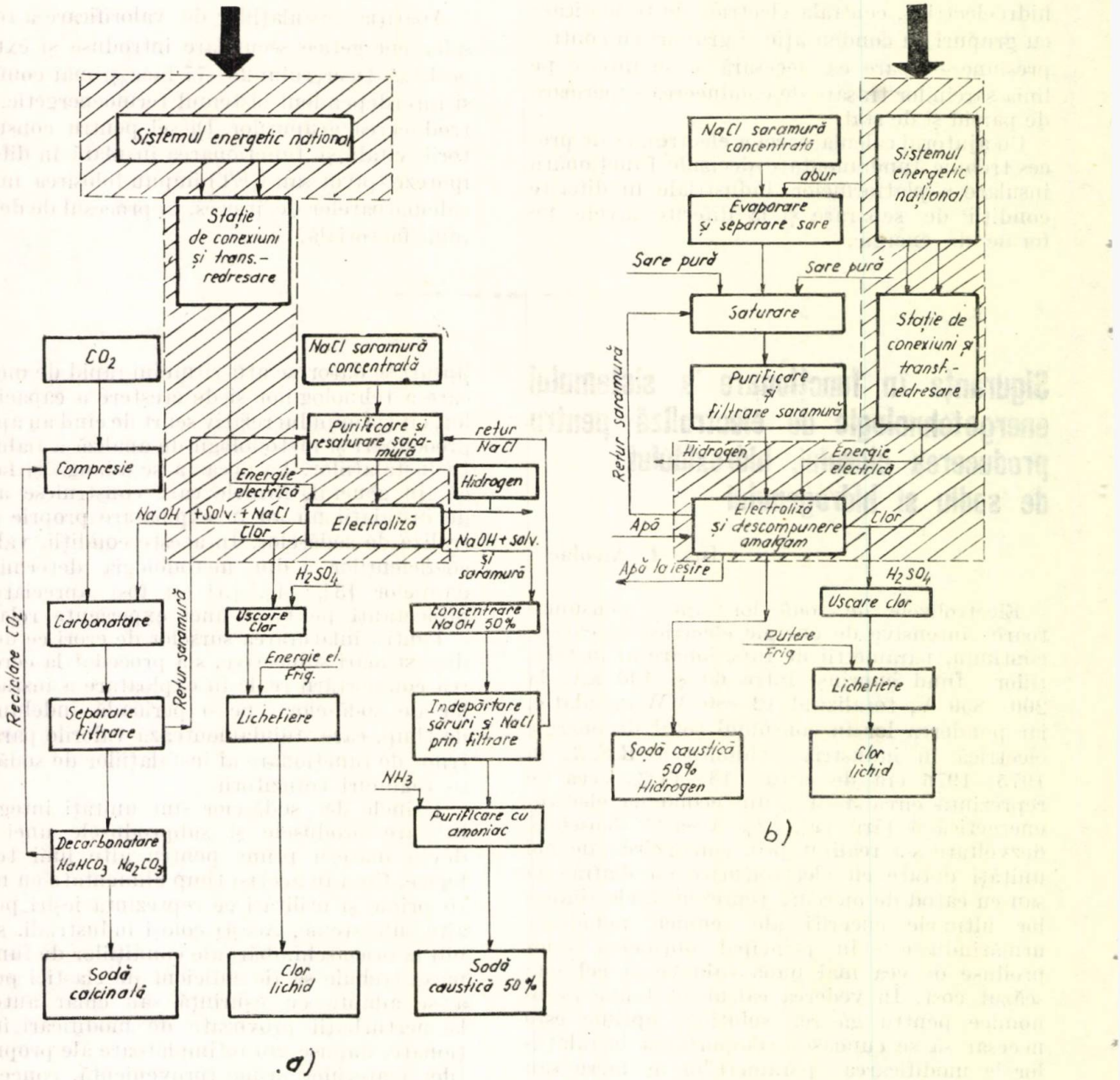


Fig. 1. Schemele de flux tehnologic pentru fabricarea pe cale electrolitică a sodei caustice:
a — procedeul cu diafragmă; *b* — procedeul cu catod de mercur.

— forma interdependenței dintre subsistemele cuplate dă structura modelului ce reprezintă sistemul, rezultînd „cum" și „cît" influențează fiecare element al sistemului asupra evoluției celorlalte.

Într-un interval de timp, o instalație de electroliză trece printr-o succesiune aleatorie de stări normale de funcționare sau de avarie. Corespondența evoluției valorilor parametrilor de funcționare tehnologici și energetici este totale actualizate [3] dă un set de valori optime pentru toți parametrii tehnico-economici de funcționare a sistemului energotehnologic. Variațiile parametrilor de funcționare în jurul valorilor optime conduc la consumuri suplimentare, respectiv daune, determinate în principal de două cauze:

— consumuri suplimentare determinate de îndepărtarea de la valorile optime a parametrilor energotehnologici;

— daune determinate de avarierea utilajelor sau întreruperi în alimentarea cu una sau mai multe forme de energie.

În viziunea bazată pe diversitatea elementelor componente ale sistemului energotehnologic studiat (generatoare, staţii, reţele, transformatoare, redresoare, electrolizoare, compresoare, pompe, reactoare, circuite etc.) nu există conceptul unei stări-limită pentru întregul sistem; dimpotrivă, diferite părţi ale sistemului se află în faţa unor cazuri-limită diferite în momente diferite, perturbaţiile care rezultă pentru ansamblul sistemului depinzînd de relaţiile dintre elementele componente. Oricare dintre elemente poate atinge limitele proprii, în timp ce celelalte pot fi încă departe de restricţiile respective. Dar un incident determinat de depăşirea limitelor de funcţionare a unui element se va propaga în tot sistemul, în funcţie de sarcinile interactive care acţionau pînă în momentul respectiv. Pot să apară două moduri distincte de funcţionare ulterioare incidentului:

— Sistemul poate funcţiona în continuare un anumit timp, dar în condiţii nefavorabile, pe un palier de aşteptare. După înlăturarea defecţiunii, sistemul reintră relativ repede în condiţiile de funcţionare anterioare incidentului.

— Sistemul nu poate funcţiona în continuare; ca urmare el îşi încetează activitatea în anumite condiţii de siguranţă. După înlăturarea defectului, sistemul urmează a fi pus în funcţiune după un plan amănunţit de creştere organică a valorilor parametrilor de lucru şi ajunge la echilibru staţionar optim anterior incidentului după un timp relativ îndelungat.

De aici rezultă moduri specifice de abordare a problemelor de siguranţă în funcţionarea sistemului energotehnologic de producere a clorului, hidroxidului de sodiu şi hidrogenului.

Se pot deosebi următoarele aspecte ale siguranţei în funcţionare:

1. Siguranţa în funcţionare a utilajelor tehnologice. Aceasta priveşte comportarea independentă a acestor utilaje şi măsurile tehnico-economice menite a asigura pentru coeficienţii proprii de fiabilitate valorile optime.

2. Siguranţa în funcţionare a liniilor de fabricaţie, înţelegînd prin aceasta siguranţa în funcţionare a seriei de utilaje de-a lungul unei căi de proces, ce asigură fără strangulări suita de transformări energotehnologice, conform procesului. De aici rezultă tactica şi strategia agregatelor de rezervă, respectiv o structură serie-paralel pentru liniile de fabricaţie:

— r_k redresoare
— $n + n_s$ electrolizoare
— n_c compresoare clor
— n_h suflante hidrogen
— Σn_p pompe

3. Siguranţa în funcţionare a ciclurilor, înţelegînd prin aceasta funcţionarea subsistemelor tehnologice şi energetice de alimentare cu materiale şi energie a nodurilor de transformare energotehnologică cuprinse în liniile de fabricaţie:

— circuite electrice;
— circuite cu materii prime şi auxiliare;
— circuite cu agenţi de încălzire şi răcire;
— circuite cu aer, gaze inerte.

4. Siguranţa în funcţionare a sistemului, definită de stabilitatea la şocurile resimţite de la diverse tipuri de incidente din instalaţiile ce produc sau consumă diverse forme de energie sau materiale:

— interblocajele compresoarelor de clor, suflantelor de hidrogen şi redresoarelor;
— interblocajele circuitelor cu mercur cu redresoarele;
— interblocajele redresoarelor cu circuitele agenţilor de răcire;
— intercondiţionările subsistemului tehnologic cu subsistemul energetic de alimentare;
— interblocajele cu alte secţii tehnologice consumatoare de clor şi hidrogen.

Pentru determinarea comportării în timp a sistemului energotehnologic, rezultă un set complet de descrieri ale tuturor proceselor esenţiale care determină comportarea elementelor, seriilor şi ciclurilor din subsistemele interdependent cuplate. Forma integrală a acestor fenomene defineşte caracteristicile

$$\tau_p = f(\tau)$$

în care τ este durata întreruperilor;

τ_p — durata revenirii la sarcina nominală a sistemului.

Cu ajutorul acestor caracteristici se pot apoi calcula $D = \Sigma D_k$, conform metodologiei cunoscute [4], [5], [7].

Partea experimentală

1. Pentru o instalaţie de electroliză cu catod de mercur 100 kA, s-au determinat experimental coeficienţii de fiabilitate λ, μ, q, pentru toate subsistemele cuplate componente, prin analiza tuturor incidentelor pe o durată de 14 ani de exploatare [8]. Au rezultat:

a) Timpul de funcţionare mediu anual la sarcina nominală, de 8159 ore.

b) Timpul mediu anual pentru reparaţii planificate şi incidente, de 601 ore.

c) Timpii de revenire la sarcina nominală a instalaţiei după întreruperi în alimentare τ, care determină reducerea sarcinii cu 33%, 66% sau oprirea instalaţiei. Aceştia sînt prezentaţi prin caracteristicile din figura 2, la care se remarcă:

Aceste caracteristici $\tau_p = f(\tau)$ sînt reprezentate de fapt prin domenii probabilistice în care se înscriu valorile τ_p pentru diverşi τ.

— Se constată că întreruperile care conduc la reducerea sarcinii cu 33% aduc instalaţia pe un palier de aşteptare, func-

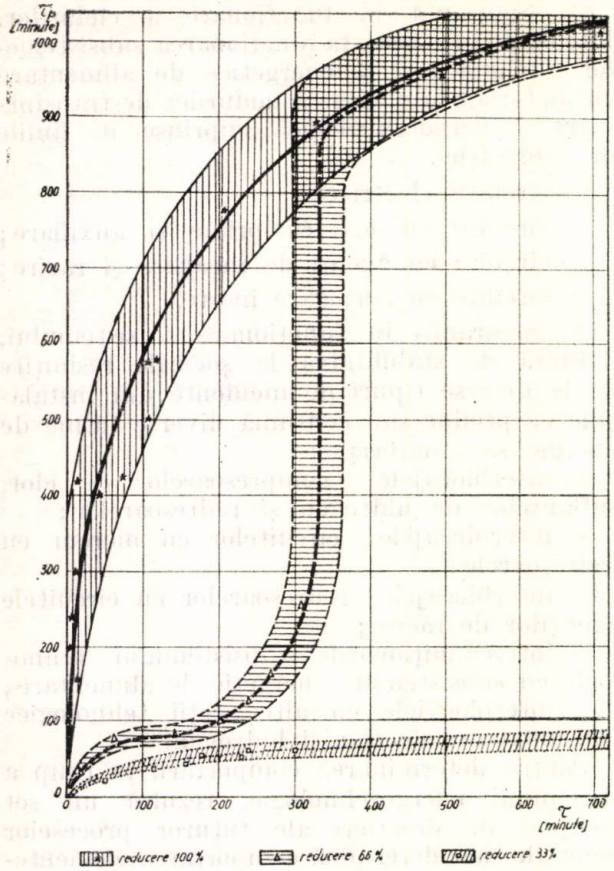


Fig. 2. Caracteristicile de timp ale electrolizei cu Hg 100 kA.

ţionînd în condiţii satisfăcătoare, dar nerealizînd capacitatea de producţie planificată.

— Incidentele care conduc la reducerea sarcinii cu 66% pentru durate scurte permit funcţionarea instalaţiei, dar în condiţii tehnologice foarte grele, produsul realizat fiind în afara condiţiilor de calitate. Dacă incidentul durează mai mult de 280—320 minute, întreaga instalaţie trebuie oprită.

— Durata revenirii la sarcina nominală după întreruperi totale este neproporţională cu durata întreruperii, variind neliniar cu timpul efectiv de staţionare.

2. Pentru o instalaţie de electroliză cu diafragmă 62,5 kA, s-au determinat experimental caracteristicile $\tau_p = f(\tau)$ de revenire la sarcina nominală a instalaţiei după întreruperi în alimentare care determină reducerea sarcinii cu 50% sau oprirea instalaţiei (fig. 3), prin analiza tuturor incidentelor de la punerea în funcţiune şi pînă în prezent.

În principiu, caracteristicile $\tau_p = f(\tau)$ pentru instalaţia de electroliză cu diafragmă sînt similare cu cele ale instalaţiei de electroliză cu catod de mercur. La electroliza cu diafragmă însă, consecinţele sînt mult mai grave deoarece:

— inconstanţa regimurilor de funcţionare afectează diafragmele cu grave consecinţe asupra randamentului de curent, permeabilităţii şi durata de exploarare a acestora;

— leşiile obţinute sînt de concentraţii reduse şi solicită uriaşe cantităţi de abur pentru rectificarea lor;

— dacă durata întreruperii totale este mai mare de o oră, toate electrolizoarele trebuie conservate pentru a împiedica coroziunea catodului, rezultînd enorme pierderi de materii prime şi produs semifabricat.

Concluzii

Prin determinarea experimentală a caracteristicilor de revenire la sarcina nominală a instalaţiilor de electroliză, sînt furnizate valori corecte pentru calculele de eficienţă economică a variantelor de alimentare cu energie electrică.

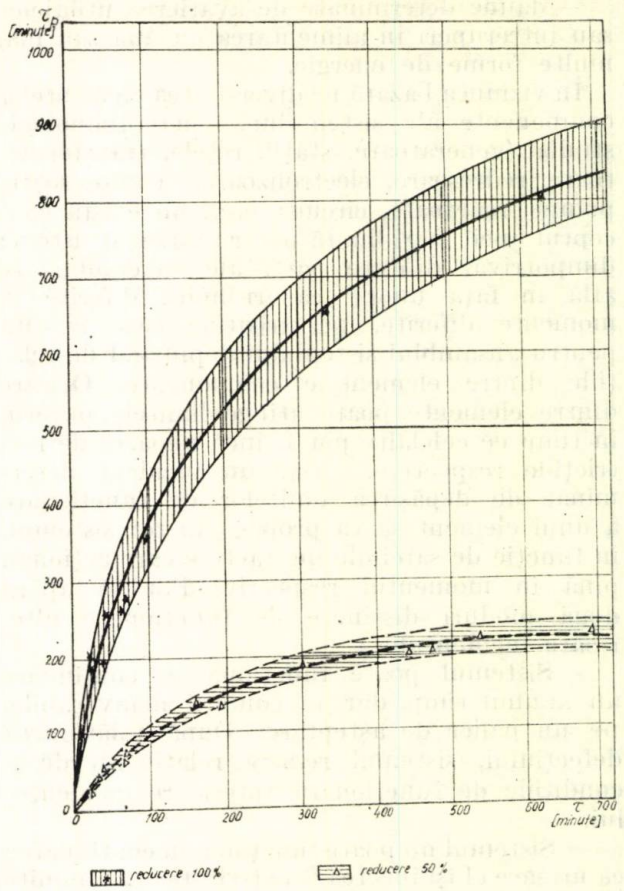


Fig. 3. Caracteristicile de timp ale electrolizei cu diafragmă 62,5 kA.

Pe baza caracteristicilor $\tau = f(\tau)$ şi a probabilităţilor λ, μ, q, se stabileşte corect timpul de funcţionare la sarcina nominală a instalaţiei, respectiv numărul de electrolizoare necesare pentru asigurarea capacităţii de producţie planificate.

Bibliografie

[1] Nicolae, I. *Beiträge zur Optimierung der Stromversorgungsschemata der Elektrolyseanlagen zur Erzeugung von Chlor und Natronlauge in der S. R. Rumänien.* Referatul S 2/30 la a VIII-a Conferinţă internaţională de energetică industrială, Gdansk, 8—13 sept., 1975.

[2] * * * *Breviar statistic pentru energia electrică şi termică.* M.E.E. — D.P.D., Bucureşti, 1976.

[3] * * * *Normativ privind calculul comparativ tehnico-economic la instalaţiile de producere, transport şi distribuţie a energiei electrice şi termice,* PE011/75. ICEMENERG, Bucureşti, 1976.

[4] * * * *Metodologia de evaluare a efectelor economice datorate întreruperilor în alimentarea cu energie electrică a unei platforme industriale.* ICEMENERG, Bucureşti, 1977.

[5] Nitu, V. I., Albert, H. şi Brădescu, M. *Metode statistico-probabilistice utilizate în energetică.* Editura tehnică, Bucureşti, 1968.

[6] Nitu, V. I. *Fiabilitatea instalaţiilor energetice.* Editura Academiei R.S.R., Bucureşti, 1973.

[7] * * * *Normativ privind elemente de calcul al siguranţei în funcţionarea instalaţiilor energetice.* PE 013/72.

[8] Nicolae, I. *Contribuţii la îmbunătăţirea condiţiilor de funcţionare a instalaţiei de electroliză cu catod de mercur din CP Borzeşti.* MICh—IITPIC, 1977.

Influența centralelor termice locale asupra siguranței în alimentarea cu căldură în perioada de formare a sistemelor de termoficare

dr. ing. N. Armencoiu,
ing. D. Rențea,
dr. ing. R. Dumitrache,
și ing. N. Popovici*)

1. Considerații generale

Preocupările legate de mărirea siguranței în alimentarea cu căldură s-au intensificat continuu pe măsura creșterii consumului de abur tehnologic acoperit centralizat din centrale electrice de termoficare sau din centrale termice.

Experiența proprie a ISPE în elaborarea de studii și proiecte pentru alimentarea cu căldură a platformelor industriale s-a reflectat și în prescripțiile tehnice întocmite, dintre care trebuie menționate :

— Normativul privind elementele de calcul al siguranței în funcționarea instalațiilor energetice (PE 013/73);

— Normativul privind alimentarea cu energie termică (abur și apă fierbinte) a consumatorilor industriali, agricoli și urbani (PE 212/73).

Prevederile acestor normative acoperă în principal aspecte legate de alegerea numărului și debitului unitar al cazanelor ce se instalează în CET sau CT. Într-o mai mică măsură sînt reflectate problemele aferente rețelelor de distribuție [1], dar literatura străină [2] oferă o informare mai cuprinzătoare.

Evoluții recente în dezvoltarea platformelor industriale din țara noastră conturează, însă, un nou aspect al siguranței în alimentarea cu căldură, și anume acela al cooperării între centralele locale vechi și noua sursă de alimentare centralizată cu căldură. Într-adevăr, alături de noile platforme mari, cum ar fi Borzești, Işalnița, Oradea etc., caracterizate prin existența unui număr restrîns de industrii, dar mari consumatoare de căldură, apar din ce în ce mai frecvent probleme legate de realizarea unei surse centralizate de alimentare cu căldură pentru platforme existente, cum ar fi : Medgidia-nord, Roman, Pașcani etc.

Acestea din urmă grupează, de regulă, un număr mare de mici consumatori aparținînd industriilor ușoare, alimentară, materialelor de construcții, construcțiilor de mașini. Avînd punerile în funcțiune sau dezvoltările eșalonate pe parcursul a 2—3 cincinale, acești consumatori dispun de surse proprii de căldură, cu debite unitare și parametri reduși ai aburului.

*) Dr. ing. N. Armencoiu este directorul ISPE; ing. D. Rențea, dr. ing. R. Dumitrache, și ing. N. Popovici lucrează a ISPE.

Deciziile privind oportunitatea menținerii acestor surse proprii de căldură sînt influențate, pe de o parte, de cerințele legate de înlocuirea cazanelor cu randamente scăzute și funcționînd pe hidrocarburi, iar pe de altă parte de reașezarea duratelor normate de amortizare. Aceste decizii pot fi însă influențate și pe baza unor considerente legate de siguranța în alimentarea cu căldură.

2. Gradul de asigurare pentru alimentarea cu căldură în perioada de formare a sistemelor de termoficare

Actualele prevederi normative privind evaluarea elementelor de calcul al siguranței în funcționarea CET și a CT cu cazane de debite mari se bazează pe ipoteza exploatării instalațiilor în perioada de maturitate a acestora. În această perioadă, care acoperă cea mai mare parte a duratei de viață a instalațiilor, coeficientul de avarie al unui element (q = probabilitatea stării de insucces) este constant și are cea mai mică valoare (q_{mat}).

În cazul marilor platforme industriale, la care consumatorii intră în funcțiune practic în aceeași perioadă cu instalațiile sursei centralizate de alimentare cu căldură, această ipoteză este satisfăcătoare.

În schimb, pentru platformele existente la care se pune problema unei surse unice de căldură, consumatorii solicită menținerea unor indicatori de siguranță în alimentare cel puțin egali cu cei realizați în cazul în care și-ar păstra sursele proprii.

Or, datorită unui complex de factori, dintre care un rol neneglijabil îl are faptul că majoritatea cazanelor pe combustibil solid sînt recent proiectate și asimilate în fabricație, noile surse centralizate de căldură sînt afectate în primii ani de funcționare de valori mai ridicate ale coeficienților de avarie. În această situație, pentru a menține gradul de satisfacere a consumului de căldură anual la o valoare impusă, fără a depăși un anumit nivel de investiții în noua sursă de căldură, s-ar pune problema menținerii surselor locale de la consumatori, pînă ce noile cazane ating perioada de maturitate.

Conectarea unor cazane de debit unitar relativ mare, recent puse în funcțiune, și a unui număr ridicat de cazane de debit unitar mic, aflate spre sfîrșitul perioadei normate de viață, la o rețea comună de transport și distribuție a aburului necesită, din punctul de vedere al calculului de siguranță, luarea în considerare a variației în timp a coeficienților de avarie ai diferitelor elemente componente. Calitativ, această variație este ilustrată în figura 1.

Faptul că problema este de dată recentă s-a repercutat negativ asupra volumului datelor

statistice privind variația coeficienților de avarie în primii și în ultimii ani de funcționare a cazanelor, precum și asupra studiului prelucrării statistico-matematice a acestora.

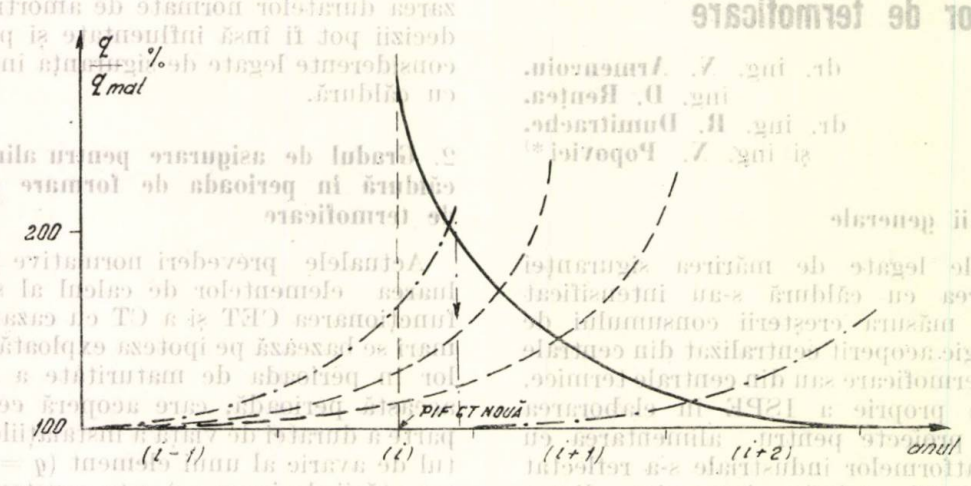


Fig. 1

——— cazane nou instalate
– – – – cazane vechi din CT locale fără reparații
– · – · – cazane vechi din CT locale cu reparații

Sînt însă de remarcat unele diferențe între cazanele de debit mare ($\geqslant$ 50 t/h) și cele de debit mici ($\leqslant$ 30 t/h) în ceea ce privește ponderea diferitelor tipuri de avarii care contribuie la stabilirea pe cale statistică a valorilor q.

Aceste diferențe se datoresc în special faptului că, pentru debite mici, tipul cel mai frecvent de cazan este cel cu volum mare de apă. Pentru acest tip de cazane, riscul deosebit pe care îl prezintă în caz de explozie datorită energiei acumulate în volumul mare de apă aflat la temperatura de saturație a condus la o dimensionare acoperitoare a părții sub presiune. Ca urmare, la acest tip de cazan, întreruperile sînt cauzate în general de defecțiuni la instalațiile legate de circuitul de combustibil și de cel de aer — gaze de ardere și numai într-o măsură foarte redusă de spargeri de țevi sau de tambure aparținînd circuitului apă — abur.

La cazanele de debit mare, situația este mult deosebită, ponderea mare în întreruperile accidentale avînd-o spargerile de țevi. Se admite în general o creștere a valorilor lui q odată cu lungimea și numărul de țevi în paralel ale cazanului, respectiv cu parametrii și cu debitul acestor cazane.

Metodologic se constată o creștere a volumului calculelor necesare, dat fiind că de la un an la altul de funcționare a centralei se schimbă atît coeficienții de avarie ai cazanelor cît și valoarea debitului limită de abur.

Abordarea problemei a devenit posibilă numai după elaborarea în cadrul ISPE a unui program de calcul al indicatorilor de siguranță în funcționarea instalațiilor energetice de alimentare cu căldură a consumatorilor industriali.

Algoritmul acestui program de calcul are la bază metoda binomială. Cu toate că acest program de calcul este revizuit în prezent în vederea catalogării, prima versiune a permis evaluarea indicatorului grad de asigurare a consumului de căldură, astfel ca să se poată studia oportunitatea menținerii în funcțiune a unui anumit număr de cazane de abur de debit redus. Conform [1] gradul de asigurare al consumului de căldură este definit astfel:

$$G = \frac{D_{solicitat} - D_{neasigurat}}{D_{solicitat}}, \quad (1)$$

unde D reprezintă debite de abur într-o perioadă caracteristică de timp, de regulă 1 an.

Este evident că dependența funcțională dintre G și numărul N de cazane mici de abur (presupuse ca avînd debitele unitare egale) are ca parametri coeficienții de avarie ai cazanelor mari nou instalate, cei ai cazanelor vechi, precum și valoarea debitului-limită solicitat de consumatori.

Pentru a deduce o relație suficient de generală între aceste mărimi cu un consum de timp de calcul redus, s-a făcut apel la metoda experiențelor factoriale fracționate [4]. Această metodă presupune transformarea de variabilă conform relației generale:

$$x_j = \frac{\tilde{x}_j - \tilde{x}_{j0}}{J_j} \quad (2)$$

unde

x_j este valoarea transformată a variabilei;
$\tilde{x}_j$ — valoarea naturală a variabilei;
$\tilde{x}_{j0}$ — valoarea naturală a nivelului de bază, care corespunde centrului domeniului de definire;

J_j — intervalul de variație al variabilei, respectiv diferența în valoarea absolută dintre valorile naturale ale nivelului de bază și ale unui extrem al variabilei.

Cu această transformare, o variabilă oarecare ia valorile transformate de -1 și $+1$ pe frontierele domeniului de definiție.

În cazul de față, corespunzător numărului de variabile independente (de 4) și considerînd că se dorește o relație cît mai apropiată de o formă liniară, s-a ales un experiment fracționat pe jumătate cu o rezoluție IV, notat convențional x_{IV}^{4-1}.

Aceasta revine la efectuarea a opt rulări independente ale programului menționat, în care variabilele independente iau numai valori pe frontiera domeniului de definiție, conform tabelului 1.

Tabelul 1

Matricea experienței x_{IV}^{4-1}

Rularea	x_1	x_2	x_3	x_4
1	+1	+1	−1	−1
2	−1	−1	−1	−1
3	+1	−1	+1	−1
4	−1	+1	+1	−1
5	+1	+1	+1	+1
6	−1	−1	+1	+1
7	+1	−1	−1	+1
8	−1	+1	−1	+1

Valorile $y_1, \ldots, y_8$, rezultate din rulări (corespunzînd gradelor de asigurare a consumului de căldură calculate) permit determinarea unei ecuații generale de forma :

$$y = b_0 + b_1x_1 + b_2x_2 + b_3x_3 + b_4x_4 + \\ + b_{12}x_3x_4 + b_{13}x_1x_3 + b_{23}x_2x_3 \qquad (3)$$

Fără a intra în detalii referitor la efectele confundate (4), se menționează că estimările constantelor de mai sus se fac cu relațiile :

$$b_0 = 0{,}125 \sum_{i=1}^{8} y_i \qquad (4)$$

$$b_j = 0{,}125 \sum_{i=1}^{8} y_1 \cdot \text{sign}\,(x_{ij}) \quad j = 1 \ldots 4 \qquad (5)$$

$$b_{jk} = 0{,}125 \sum_{i=1}^{8} y_1 \cdot \text{sign}\,(x_{ij})\,\text{sign}\,(x_{ik}) \\ j = 1 \ldots\ldots 4 \\ k = 1 \ldots\ldots 4 \\ j \neq k \qquad (6)$$

Efectuînd transformarea de variabilă (2) în sens invers, devine astfel posibilă deducerea unei relații simple între gradul de asigurare a consumului de căldură și factorii care îl influențează.

3. Evaluarea ordinului de mărime al debitului de abur asigurat din cazane de debit mic

Pornind de la considerentele expuse, s-a considerat cazul ipotetic al realizării unei noi surse de căldură echipată cu trei cazane de 100 t/h pe lignit (abur de joasă presiune). Noua sursă ar urma să preia consumul unor mici întreprinderi industriale existente, care aveau instalate cazane de 2 t/h pe hidrocarburi. S-a presupus că, ulterior punerii în funcțiune a sursei centralizate, debitul-limită necesar a fi asigurat (respectiv nivelul pînă la care se admite reducerea debitului livrat, fără să apară pagube importante la consumatori) are următoarea evoluție

an 1 : 150 t/h

an 2 : 175 t/h

an 3 : 200 t/h

Asociat matricei din tabelul 1 se definesc variabilele din tabelul 2.

Tabelul 2

Denumirea variabilei	Variabila	x_{j_0}	J
Coeficientul de avarie al cazanelor de 100 t/h	x_1	5 %	2,5 %
Coeficientul de avarie al cazanelor de 2 t/h	x_2	3 %	1,5 %
Numărul cazanelor de 2 t/h	x_3	37,5	12,5
Debitul-limită necesar a fi asigurat	x_4	150 t/h	50 t/h

Cele opt rulări efectuate conform matricei din tabelul 1 au condus la următoarele valori ale gradului de asigurare cu căldură :

$y_1 = 0{,}9987757$ $\quad y_5 = 0{,}9958597$

$y_2 = 0{,}9998800$ $\quad y_6 = 0{,}9992252$

$y_3 = 0{,}9825099$ $\quad y_7 = 0{,}9998381$

$y_4 = 0{,}9948217$ $\quad y_8 = 0{,}9999788$

Aplicînd relațiile (4)...(6) a rezultat următoarea relație de calcul pentru gradul de asigurare cu căldură a consumatorilor.

$$C = 0{,}9963612 - 0{,}0021152\,x_1 - 0{,}0009978\,x_2 - \\ - 0{,}0032570\,x_4 + (0{,}0023643 + 0{,}0020740x_4 - \\ - 0{,}0012387\,x_1 - 0{,}0018040\,x_2)\,x_3 \qquad (7)$$

În cele ce urmează, această relaţie a fost explicitată în funcţie de variabila x_3 pentru primii trei ani de la punerea în funcţiune a noii surse de căldură, considerînd ipotetic următoarea variaţie a coeficienţilor de avarie :

	Cazane noi de 100 t/h	Cazane vechi de 2 t/h
an 1	7,5 %	1,5 %
an 2	5,0 %	3,0 %
an 3	2,5 %	4,5 %

Au rezultat următoarele relaţii :

$$\begin{aligned} &\text{an 1} \quad C = 0{,}9821935 + 0{,}0002934\ \tilde{x}3 \\ &\text{an 2} \quad C = 0{,}9798723 + 0{,}0002721\ \tilde{x}3 \\ &\text{an 3} \quad C = 0{,}9913727 + 0{,}0001208\ \tilde{x}3 \end{aligned} \tag{8}$$

Relaţiile (8) permit evaluarea variaţiei debitului de abur asigurat dintr-un cazan de 2 t/h, ca valoare medie probabilă, rezultînd următoarele valori :

an 1	$\Delta_1 D = 0{,}04401$ t/h
an 2	$\Delta_1 D = 0{,}04762$ t/h
an 3	$\Delta_1 D = 0{,}02416$ t/h

Evaluări pentru intervale mai depărtate decît cel de-al treilea an de punere în funcţiune a noii surse de abur nu sînt semnificative, dat fiind că variaţia lui $\Delta_1 D$ este evident scăzătoare.

Concluzii şi recomandări

Odată determinată participarea probabilă a unui cazan de abur de debit mic la acoperirea debitului-limită solicitat de către consumatori, este necesară studierea oportunităţii menţinerii acestuia în funcţiune după realizarea noii surse de alimentare centralizată cu căldură. Ca bază de studiu se poate utiliza relaţia generală de mai jos :

$$\Delta_1 D \cdot t_u \cdot d \geqslant (aI + b \cdot \Delta_1 D \cdot t_u \cdot p_c) + b_0 \cdot t_{f0} \cdot p_c, \tag{9}$$

unde faţă de simbolurile anterioare s-a mai notat :

t_u — durata de utilizare anuală a debitului-limită (h/an) ;
d — valoarea daunelor medii la consumatori în cazul reducerii livrării de abur sub debitul-limită (lei/t abur) ;
aI — componenta fixă a cheltuielilor anuale de exploatare (lei/an) ;
b — consumul specific de combustibil al cazanului, inclusiv echivalentul serviciilor proprii (t c.c./t abur).
p_c — preţul combustibilului (lei/t c.c.) ;
b_0 — consumul de combustibil al cazanului la mersul în gol (t c.c./h) ;
t_{f0} — durata de menţinere în rezervă caldă a cazanului (h/an).

Primul termen din membrul doi se referă atît la situaţia menţinerii cazanelor în rezervă rece, cît şi la cea a rezervei calde. Cel de-al doilea termen al membrului drept apare numai în situaţia în care cazanul este menţinut în rezervă caldă, respectiv în cazul în care consumatorul de căldură înregistrează daune şi la întreruperi de scurtă durată.

În această relaţie, parametrii a căror semnificaţie este economică sînt susceptibili de variaţii în timp. La nivelul preţurilor actuale rezultă că, începînd de la 400—500 lei/t abur pentru daune, inegalitatea este satisfăcută pentru valorile medii probabile ale debitului de abur asigurat de cazanele de debite mici în anii 1 şi 2.

Deciziile ce se pot lua în urma analizei menţionate, după punerea în funcţiune a unei noi surse de alimentare centralizată cu căldură, sînt următoarele :

— menţinerea în rezervă în stare caldă a cazanelor de debit mic ;
— menţinerea în rezervă în stare rece a acestora ;
— trecerea în conservare pentru 1—2 ani.

La acelaşi cazan de debit mic este posibil ca să se justifice în anumite situaţii concrete adoptarea succesivă a deciziilor de mai sus în primii trei ani de la punerea în funcţiune a noii surse.

Dată fiind importanţa economică a creşterii gradului de siguranţă datorită instalaţiilor existente de cazane de pe o platformă industrială pentru care se pune problema realizării unei noi surse de căldură, problema prezentată mai sus trebuie verificată an de an pentru revederea deciziilor de adoptat, în funcţie de rezultatele economice.

Bibliografie

[1] * * * *Normativ privind elementele de calcul al siguranţei în funcţionarea instalaţiilor energetice.* C.D.E—M.E.E., Bucureşti, 1973.

[2] Hasilev, V. Iu. *O probleme nadejnosti sistem teplosnabjenitia s nagrujennim rezervirovaniem.* Izvestiia AN SSSR — Energhetika i transport, nr. 1, 1976.

[3] Popa, I. şi Ştefanciuc, V. *Îndrumător pentru repararea cazanelor.* Editura tehnică, Bucureşti, 1976.

[4] Adler, Iu. P. *The design of experiments to find optimal conditions.* Mir Publishers, Moscova, 1975.

Aspecte privind siguranța nodurilor de sistem

Ing. H. Albert*)

Nodurile sistemului energetic îndeplinesc funcții diferite. Prin ele se poate face o injecție de putere de la o tensiune inferioară la cea a nodului (generare) sau de la tensiunea nodului la o tensiune inferioară (consum), dar pot servi și numai pentru tranzitarea energiei între două noduri vecine celui analizat. Rezultă că, după rolul lor, nodurile se împart în două mari categorii : de injecție și de tranzit. Este de la sine înțeles că adesea un același nod îndeplinește ambele roluri, mixt, dar și în acest caz, pentru analiza siguranței, se vor avea în vedere distinct cele două funcțiuni. De remarcat că, de regulă, la tensiunea de 400 kV și 220 kV nodurile sînt mixte. La medie și joasă tensiune, ele sînt, de regulă, de injecție.

Siguranța în funcționare a nodului este caracterizată de indicatorii numerici referitori la funcția sau fiecare dintre funcțiile acestuia. În mod curent se determină : probabilitatea de realizare a funcției — probabilitatea de succes ; numărul mediu și maxim al refuzurilor datorite deteriorărilor de utilaj și durata acestora ; numărul mediu și maxim al refuzurilor care se elimină prin manevre.

Siguranța nodului, probabilitatea ca prin acesta să se realizeze funcțiile cerute, poate fi descompusă în două componente :

— Siguranța *intrinsecă*, proprie, a nodului, care depinde de factorii locali, de schema de conexiune, caracteristicile aparatajului, modul de întreținere și exploatare a stației.

— Siguranța *asociată*, de legătură cu celelalte noduri ale sistemului, care depinde de : numărul, lungimea și capacitatea liniilor de legătură cu nodurile vecine ; depărtarea electrică și capacitatea căilor de la sursa de alimentare la nod ; importanța consumatorilor alimentați prin aceleași căi cu nodul considerat, ceea ce poate determina, în condițiile depășirii capacităților de transport, limitarea cu prioritate a consumului din nodul analizat.

Este important de subliniat că între siguranța intrinsecă și cea asociată există o legătură. Astfel, spre exemplu, creșterea numărului legăturilor cu sistemul conduce la creșterea siguranței asociate, dar, prin mărirea numărului de celule racordate la bara nodului, siguranța intrinsecă a acestuia scade.

De asemenea se constată că siguranța intrinsecă, calculată pentru o schemă de conexiuni a nodului dat (corespunzător unui număr de legături cu sistemul cunoscut), este o valoare fixă, în timp ce siguranța asociată poate varia în limite largi în legătură cu condițiile din SE (schimbarea regimului de funcționare al centralelor, apariția de noi consumatori în zonă la care daunele la întreruperea alimentării cu energie electrică sînt mai mari decît la consumatorul racordat în nodul analizat ș.a.).

Metodele de calcul al indicatorilor nodali de siguranță diferă, după cum se urmărește stabilirea lor în proiectare (pentru un termen lung) sau în exploatarea curentă (pe termen scurt).

În proiectare, metoda de calcul utilizată [1], [2], [3] prevede modelarea funcționării instalațiilor prin procese stocastice de tip Markov cu timp continuu și probabilități de trecere staționare [3].

Stabilirea indicatorilor de siguranță intrinsecă se face cu ajutorul programului SAFETY [3], care permite analiza siguranței în funcționare a unui sistem cu elemente în rezervă activă sau pasivă. Rezultatele obținute, indicatorii de siguranță ai conexiunii cu referiri la fiecare din funcțiile nodului, permit stabilirea parametrilor echivalenți nodali care servesc la întocmirea schemei de calcul pentru siguranța asociată.

Stabilirea indicatorilor de siguranță asociată se face cu ajutorul programului SIRECOM [2], [3], care permite determinarea indicatorilor de siguranță în funcționarea rețelelor electrice complexe cu considerarea limitărilor în liniile de transport, a daunelor la consumatori și a repartiției optime a sarcinii pe centrale. Metoda de optimizare utilizată este programarea liniară. Criteriul de optimizare este minimul de cost al exploatării.

Se determină indicatorii de siguranță cu referire la nesatisfacerea diferitelor niveluri de putere (10, 20 ... 100%), precum și cauzele acestora (defecte de linii, generatoare, bare), pentru fiecare nod în parte. De asemenea se stabilesc indicatorii de siguranță cu referire la limitarea tranzitului printr-un nod considerat.

În exploatarea curentă, siguranța nodurilor se determină prin utilizarea funcției de siguranță, singura care permite evaluarea riscurilor de nerealizare a funcțiunilor într-o perioadă imediat următoare (de ordinul orelor) [4].

Studii efectuate pentru rețeaua de 220 kV și 400 kV a sistemului electroenergetic la nivelul anului 1977, cu metodologiile menționate, au permis evidențierea unor aspecte interesante.

Siguranța *intrinsecă* a nodurilor este mult influențată de numărul celulelor racordate și de lungimea liniilor racordate. Astfel, pentru o stație de 400 kV sau 220 kV cu dublu sistem de bare colectoare, funcționînd cu celule distribuite egal de cele două bare :

— numărul mediu de căderi ale unei bare variază între 0,17—0,25 întreruperi/an, dacă numărul celulelor variază între 4—8 ;

*) Hermina Albert este inginer proiectant principal I la ISPE.

— numărul maxim de căderi (cu un risc de $1^0/_{00}$) ale unei bare variază între 1—3 întreruperi/an, dacă numărul celulelor variază de la 4—8.

În funcție de lungimea totală a liniilor racordate la barele stației:

— numărul mediu de căderi ale unei bare variază între 0,19—0,43 întreruperi/an, dacă lungimea liniei variază între 300—700 km;

— numărul maxim de căderi ale unei bare (cu un risc de $1^0/_{00}$) variază între 1,5—3 întreruperi/an, dacă lungimea liniei variază între 300—700 km.

Căderile totale de durată ale nodurilor, pentru stațiile cu dublu sistem de bare colectoare și funcționare în regim normal, cu plecările repartizate pe ambele sisteme de bare, practic, sînt puțin influențate de numărul celulelor racordate (număr mediu 0,01 întreruperi/an; număr maxim 1 întreruperi/an) și chiar lungimea liniilor racordate (numărul mediu de întreruperi 0,04—0,11 pentru o lungime a liniilor între 300—900 km).

Este interesant de arătat că pentru cele ~ 40 bare de 220 kV și 400 kV prin calcul rezultă că sînt de așteptat ~7 căderi de bare simple pe an. Numărul mediu al căderilor simultane a două bare dintr-o aceeași stație rezultă, prin calcul, 1,4 pe an.

Datele statistice existente confirmă valorile calculate.

Rezultă că pentru cazul în care nodul este de tranzit apare indicat ca ambele circuite prin care acesta se realizează să fie cuplate pe aceeași bară.

Numărul procentual mare (peste 17% din totalul nodurilor) al nodurilor afectate de căderi de bare în cursul unui an indică o siguranță intrinsecă scăzută, care se datorește în primul rînd calității echipamentului.

Siguranța intrinsecă a nodurilor este influențată în mare măsură de tipul conexiunii.

Din analiza efectuată prin calcul — și confirmată prin observațiile statistice — a rezultat că, pentru stațiile cu un număr limitat de plecări, schema poligonală este deosebit de sigură. De altfel, în cele două stații de 220 kV cu conexiuni triunghi în funcțiune în sistemul nostru nu au existat întreruperi totale de la punerea lor în funcțiune (peste 10 ani).

Creșterea siguranței intrinsece prin prezența barei de transfer este mică la 400 kV și cu totul neglijabilă la 220 kV dacă repararea întreruptoarelor se face într-un interval de 8—40 ore. Dacă însă se realizează o schemă cu trei bare colectoare, din care una și cu rol de transfer, prin calcul se obține o creștere suplimentară a siguranței intrinsece — față de cazul constituirii barei de transfer. În practică, ca urmare a eliminării complete a situațiilor în care toate plecările sînt cuplate pe o singură bară la indisponibilitatea celeilalte, riscul căderii totale a nodurilor ca urmare a manevrelor este mult redus (acest fapt nu poate fi însă exprimat prin valoarea indicatorilor calculați).

Siguranța *asociată* se determină prin calcul pentru mai multe paliere de funcționare a SE.

În această determinare o influență deosebită, în afara structurii rețelei, o are repartiția sarcinii pe centrale și condițiile de siguranță impuse de consumatorii dintr-o zonă.

Repartiția sarcinii pe centrale poate schimba rolul unui nod, de exemplu, din nod de injecție în nod de injecție și tranzit ș.a. De aceea, pe fiecare palier analizat, calculele de siguranță sînt precedate de calcule de regimuri.

Condițiile impuse de consumatori, respectiv valoarea daunelor pentru întreruperi de diferite durate, stabilesc ordinea de deconectare a acestora la apariția unor strangulări de capacitate în arterele de transport. Funcția de optimizat fiind costul total al exploatării sistemului electroenergetic (al generării și al daunelor la consumator), în condițiile unor restricții date (puterile efectiv utilizabile pe centrale, capacitatea-limită a elementelor de transport), se determină, pentru fiecare palier și fiecare avarie analizată, eventualele reduceri de putere în fiecare nod în parte, pentru respectarea încărcărilor admisibile (pe centrale și artere). Limita de încărcare pe elementele de transport este, de regulă, determinată prin calcule de stabilitate pentru linii și valoarea — cu suprasarcină admisibilă — a curentului pe elementele de transformare (autotransformatoare și transformatoare).

Calculele efectuate pentru ansamblul unor zone ale sistemului electroenergetic au evidențiat variația în limite foarte largi a siguranței asociate în funcție de palier. Evident că dacă alimentarea unui nod se face de la o sursă (CHE) de care este legat printr-o linie directă, probabilitatea de întrerupere este cu mult mai mică decît în cazul alimentării de la o sursă (CTE) depărtată, calea de alimentare trecînd și printr-un număr mare de noduri (3—5). În primul caz, valoarea siguranței intrinseci este hotăritoare pentru siguranța nodului; în al doilea caz, valorile celor două sînt practic egale și fiecare dintre ele poate conduce în egală măsură la nesatisfacerea funcțiilor nodului.

În afara factorilor de structură, constructivi, siguranța asociată a nodului poate fi îmbunătățită prin realizarea unor automatizări de sistem, precum și prin asigurarea unei supravegheri corespunzătoare a condițiilor de funcționare.

Automatizările de sistem pot realiza evitarea extinderii avariilor datorite lipsei generale de puteri în sistem (prin DAS) sau în cazul pierderii stabilității. Funcția de injecție, în nodurile care au centrale și consumatori cuplați la bare, poate fi menținută prin insu-

larizare. Funcția de tranzit, pentru o putere mărită, poate fi realizată în condiții de avarie, prin deconectarea automată a consumatorilor din nod, în vederea evitării depășirii capacității de transport a arterei prin care se primește putere.

Supravegherea funcționării stațiilor, în special a celor cu multe plecări, este indicat să se facă automat, prin intermediul unui minicalculator de proces.

Prin acesta se poate realiza și creșterea siguranței intrinseci, prin cunoașterea exactă a stării instalațiilor, precum și prin blocarea manevrelor greșite.

Supravegherea automată, continuă, permite alarmarea operatorului în timp util în cazul ieșirii din limitele admisibile a principalilor parametri (tensiunea pe bare, încărcările pe elementele stației), ceea ce permite operatorului să acționeze corect și să evite pierderea integrală a funcțiilor nodului (fie cea de injecție, fie cea de tranzit). Teoretic, se poate realiza prin intermediul minicalculatorului de proces chiar reglarea automată a injecției din nod — prin telecomandă.

Studiul întocmit pentru cazul concret al nodului București-sud a evidențiat faptul că minicalculatoarele de proces prevăzute a se asimila în țară corespund cerințelor tehnologice de supraveghere (eventual și de comandă automată) a nodurilor de sistem. Rezultă că, o dată cu producerea în serie a calculatoarelor de proces în R.S.R., vor fi asigurate condițiile tehnice pentru utilizarea acestora în scopul măririi siguranței nodurilor.

Prin dotarea tehnică a comenzii operative a generării și transportului (a Dispecerului energetic național) se va asigura supravegherea ansamblului sistemului electroenergetic și, implicit, se va realiza o creștere a siguranței asociate a nodurilor.

Pînă la dotarea tehnică corespunzătoare unei supravegheri automate a nodurilor, pe baza unor studii de sistem cu considerarea siguranței în funcționare, se pot întocmi instrucțiuni de exploatare prin care să se stabilească măsurile operative ce trebuie luate la ieșirea din limitele admisibile a unor parametri.

Trebuie însă subliniat că reușita acțiunii personalului depinde în mare măsură de viteza de desfășurare a fenomenelor, de faptul că are sau nu la dispoziție timpul necesar pentru luarea la cunoștință a evenimentelor, prelucrarea informațiilor primite și acționare.

În concluzie :

— Nodurile sistemului energetic pot avea rol de injecție, de tranzit sau mixt.

— Siguranța acestora poate fi privită ca rezultantă a două aspecte de siguranță deosebite : una intrinsecă (proprie) a nodului și alta asociată (de legătură).

— Indicatorii numerici de siguranță ai nodului trebuie determinați pentru fiecare dintre funcțiile acestuia (de injecție, de tranzit). Pentru studii pe termen lung, aceștia sînt : probabilitatea de realizare a funcției ; numărul mediu și maxim al întreruperilor (cu un risc admis) într-un interval de timp considerat ; durata medie și maximă a unei întreruperi ; durata medie totală a refuzului. Pentru studii pe termen scurt (pînă la o zi) : probabilitatea de apariție a refuzului datorat unei anumite cauze.

— Analiza siguranței nodului se face separat pentru cele două aspecte, intrinsec și asociat.

— Pentru calculul indicatorilor nodali de siguranță intrinsecă pe termen lung se poate utiliza modelarea prin procese stocastice de tip Markov cu timp continuu și probabilități de trecere staționare (programul SAFETY — ISPE). Pentru calculul indicatorilor nodali de siguranță asociată pe termen lung se utilizează un model de calcul (programul SIRECOM — ISPE), care prevede minimizarea unei funcții-obiectiv : cheltuieli de exploatare (corespunzătoare generării și daunelor la consumator ca urmare a întreruperilor în alimentare).

Pentru calculul indicatorilor nodali de siguranță pe termen scurt (corespunzători siguranței intrinsece sau asociate) se utilizează funcția de siguranță.

— Siguranța intrinsecă poate fi determinată prin configurația nodului și reprezintă, pentru o schemă normală dată, o valoare constantă.

Siguranța asociată depinde în mare măsură de condițiile de sistem și poate varia în limite foarte largi.

Îmbunătățirea siguranței nodului depinde mult de siguranța asociată, care poate fi substanțial îmbunătățită prin introducerea automatizărilor de sistem și a supravegherii automate a regimurilor.

Bibliografie

[1] Albert, H. *Analiza siguranței în funcționare a rețelelor electrice.* În : Energetica 10, 1970, p. 460—463.

[2] Nitu, V. I., Albert, H., Cîmpeanu, H. și Ionescu S. *Power system reliability indicators. The method, algorithm — programme PSCC.* Grenoble, 1972 — Paper 1.2/4.

[3] * * * *Normativ privind elementele de calcul al siguranței în funcționarea instalațiilor energetice.* PE 013/73.

[4] Petrescu, A. M. *Evaluarea siguranței în funcționare a SEN pe durate scurte de timp.* Studiu ISPE, 1976.

Mărirea siguranței în funcționare a sistemului energetic național prin acțiuni de separare

prof. dr. doc. ing. V. I. Nitu
dr. ing. Gh. Moraite
ing. M. Stein*)

1. Considerații generale

Alimentarea în condiții de siguranță și calitate corespunzătoare a consumatorilor este scopul unic al oricărui sistem energetic. Alegerea structurii sistemului este subordonată acestui scop unic și se realizează prin aplicarea conceptului de siguranță atît la nivelul întregului sistem, al zonelor cît și al nodurilor acestuia. Deoarece, ca orice alt sistem tehnic, și sistemul energetic reprezintă un complex realizat din elemente a căror siguranță (fiabilitate) este diferită de unitate (nu absolut sigure), gradul de siguranță necesar la diverse niveluri se obține și în acest caz prin rezervarea corespunzătoare a elementelor componente.

Nivelul de rezervare, atît în privința surselor instalate cît și a dezvoltării rețelelor, se determină fie cu ajutorul metodelor probabilistice, care țin seama și de consecințele tehnico-economice ale întreruperilor în alimentare (de exemplu, pentru determinarea nivelului de putere de avarie instalată în sistem sau a soluțiilor de dezvoltare a unor rețele), fie prin metode deterministe, rezultate din experiență (ca, de exemplu, puterea de rezervă pentru reparații planificate, rețelele de transport în zone deficitare sau excedentare etc.). În ultimul timp însă, și aceste ultime metode sînt tot mai des completate sau verificate prin calcule probabilistice.

Nu fac obiectul optimizărilor tehnico-economice ale nivelului de siguranță acei consumatori la întreruperea cărora se pot produce pierderi de vieți omenești sau grave distrugeri de echipamente sau instalații. Pentru asemenea consumatori, soluțiile se aleg pentru fiecare caz în parte numai din considerente de siguranță.

Prin aceste soluționări se asigură tuturor consumatorilor sistemului alimentarea la un nivel de siguranță justificat.

În acest caz, chiar dacă apare un defect în instalațiile de alimentare, întreruperile sînt în general numai parțiale sau, în orice caz, de scurtă durată și fără consecințe deosebite pentru consumatori.

Există însă și posibilitatea producerii unor evenimente rare, însă cu repercusiuni potențiale foarte grave asupra funcționării sistemului în ansamblu și care pot determina întreruperea alimentării cu energie a unor zone întinse pe durate care pot ajunge de ordinul orelor.

Consecințele unor astfel de avarii extinse de sistem pot fi atît de importante, încît, deși sînt relativ foarte rare, trebuie totuși avute în vedere măsuri cît se poate de aprofundate și amănunțite, pentru a reduce la minimum sfera de afectare a consumatorilor. Aceste măsuri se referă atît la înzestrarea instalațiilor sistemului cu automatizări specifice pentru reducerea extinderii avariilor, cît și la modul de acționare a conducerii operative și a personalului de exploatare la toate nivelurile în cazul în care există riscul de apariție sau au apărut asemenea avarii.

Avariile extinse de sistem care s-au produs în diferite țări europene sau în S.U.A. demonstrează încă o dată mai mult oportunitatea acestor măsuri, precum și necesitatea unor preocupări mult mai adîncite și permanente, pentru toți factorii care concură la buna funcționare a sistemului energetic național.

În cele ce urmează se are în vedere acel gen de măsuri care au ca scop reducerea consecințelor avariilor extinse de sistem, atît prin limitarea sferei afectate de acestea, cît și prin menținerea alimentării unui consum prioritar chiar în părțile de sistem care au fost afectate de avarie.

Aceste măsuri se bazează în primul rînd pe separarea în momentul oportun a sistemului în mai multe subsisteme cu funcționare autonomă conținînd surse și consum și trebuie să se integreze în concepția unitară de siguranță a sistemului energetic.

În funcție de numărul și puterea surselor, de mărimea porțiunii de rețea și a consumului separat, se deosebesc mai multe variante de separare a sistemului, fiecare dintre acestea prezentînd unele aspecte specifice. În scopul favorizării condițiilor de separare a sistemului sau pentru a se reduce sfera de extindere a unei avarii, se utilizează o automatică de sistem, a cărei structură este sintetizată în tabelul 1.

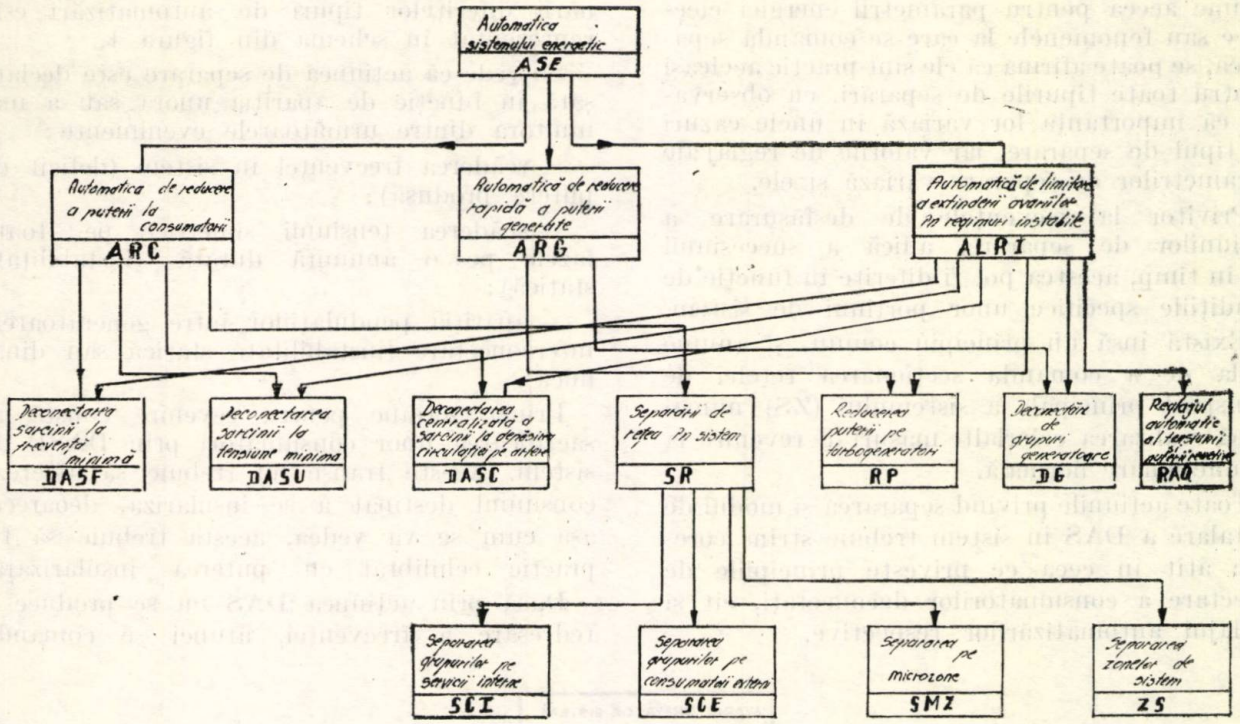
2. Tipuri de separări. Concepția asupra separărilor în sistem

Prin separarea sistemului în diferite porțiuni, mai mari sau mai mici, în cazul avariilor extinse de sistem, se urmărește realizarea unor subsisteme a căror caracteristică principală este posibilitatea continuării funcționării autonome, independent de modul în care, în anumite alte zone ale sistemului, se manifestă avaria extinsă.

Stabilirea a priori a unor porțiuni de sistem care să se separe la momentul oportun, a criteriilor care să determine separarea, ca și secvențele de desfășurare a acestora este o problemă foarte dificilă și cu mari implicații.

*) Prof. dr. doc. ing. V. I. Nitu este director tehnic la ISPE; dr. ing. Gh. Moraite și ing. M. Stein sînt ingineri proiectanți I la ISPE.

Tabelul 1



Se pot defini următoarele tipuri de separări ale sistemului, enumerate în ordinea crescîndă a ariei lor de cuprindere :

a) separarea unor grupuri dintr-o centrală electrică pe consumul de servicii interne, separare pe care o vom denumi în continuare „izolare" sau SCI ;

b) separarea unor grupuri dintr-o centrală pe un consum local extern centralei (de regulă un consum industrial), pe care o vom denumi în continuare „insularizare" sau SCE.

c) separarea mai multor centrale dintr-o microzonă pe un grup de consumatori, de regulă platforme industriale, centre urbane sau mixte, pe care o vom denumi în continuare „microzonare" sau SMZ.

d) separarea întregului sistem în subsisteme prin secționarea în anumite puncte a rețelei de transport între aceste zone, separare pe care o vom denumi în continuare „zonare" sau ZS.

Pentru a se conferi, fiecăreia dintre aceste acțiuni de separare, o șansă cît mai mare de succes, este necesar ca pentru fiecare dintre ele să fie realizate anumite condiții inițiale.

Aceste condiții determină criteriile de separare, care sînt de două feluri :

— criterii pentru stabilirea structurii porțiunii din sistem care se separă ;

— criterii pentru parametrii energiei electrice sau pentru fenomenele din sistem la care se comandă separarea.

Cu excepția izolării (SCI), pentru toate celelalte tipuri de separări criteriile primei categorii sînt foarte apropiate între ele și sînt în principiu următoarele :

— realizarea unui echilibru între puterea disponibilă în sursele de energie și a consumatorilor acesteia ;

— dacă un echilibru cvasi-perfect nu poate fi realizat, este de preferat realizarea unei separări cu bilanț excedentar de putere ;

— în cazul în care bilanțul de putere, în porțiunea separată, este deficitar, el trebuie echilibrat prin acționarea automaticii corespunzătoare (DAS centralizat sau local), dar deficitele de putere în porțiunea separată nu trebuie să depășească valoarea de 10—15% din puterea efectiv disponibilă în porțiunea separată ;

— numărul punctelor în care se face separarea să fie minim (de exemplu separarea prin declanșarea a maximum 3 întreruptoare).

În ceea ce privește „izolarea" (SCI), scopul acesteia este de a reduce intervalul de timp pentru revenirea la funcționarea interconectată, cu grupurile generatoare declanșate pe parcursul extinderii avariei.

Insularizarea (SCE) rezultă ca o acțiune *comună* a furnizorului (a centralei electrice) și a consumatorului de pe platforma industrială, acesta din urmă urmînd să ia măsurile pentru a asigura puterea corespunzătoare insularizării și a-și corela schemele de distribuție a energiei cu necesitățile impuse de insularizare.

Privitor la o doua categorie de criterii, și anume aceea pentru parametrii energiei electrice sau fenomenele la care se comandă separarea, se poate afirma că ele sînt practic aceleași pentru toate tipurile de separări, cu observația că importanța lor variază în unele cazuri cu tipul de separare, iar valorile de reglaj ale parametrilor de separare variază și ele.

Privitor la secvențele de desfășurare a acțiunilor de separare, adică a succesiunii lor în timp, acestea pot fi diferite în funcție de condițiile specifice unor porțiuni de sistem.

Există însă un principiu comun, și anume acela de a comanda secționarea rețelei de transport principale a sistemului (ZS) numai după realizarea celorlalte măsuri de revenire la o funcționare normală.

Toate acțiunile privind separarea și modul de instalare a DAS în sistem trebuie strîns corelate atît în ceea ce privește principiile de selectare a consumatorilor deconectați, cît și reglajul automatizărilor respective.

Modul în care se prevede eșalonarea acționării diferitelor tipuri de automatizări este reprezentat în schema din figura 1.

Se vede că acțiunea de separare este declanșată în funcție de apariția unora sau a mai multora dintre următoarele evenimente:

— scăderea frecvenței în sistem (deficit de putere produsă);

— scăderea tensiunii simetrice pe toate fazele pe o anumită durată (instabilitate statică);

— apariția pendulațiilor între generatoarele interconectate (instabilitate statică sau dinamică).

Prima acțiune pentru revenire constă în sacrificarea unor consumatori prin DASF de sistem. Aceste tranșe nu trebuie să afecteze consumul destinat a se insulariza, deoarece, așa cum se va vedea, acesta trebuie să fie practic echilibrat cu puterea insularizată.

Dacă prin acțiunea DAS nu se produce o redresare a frecvenței, atunci se comandă

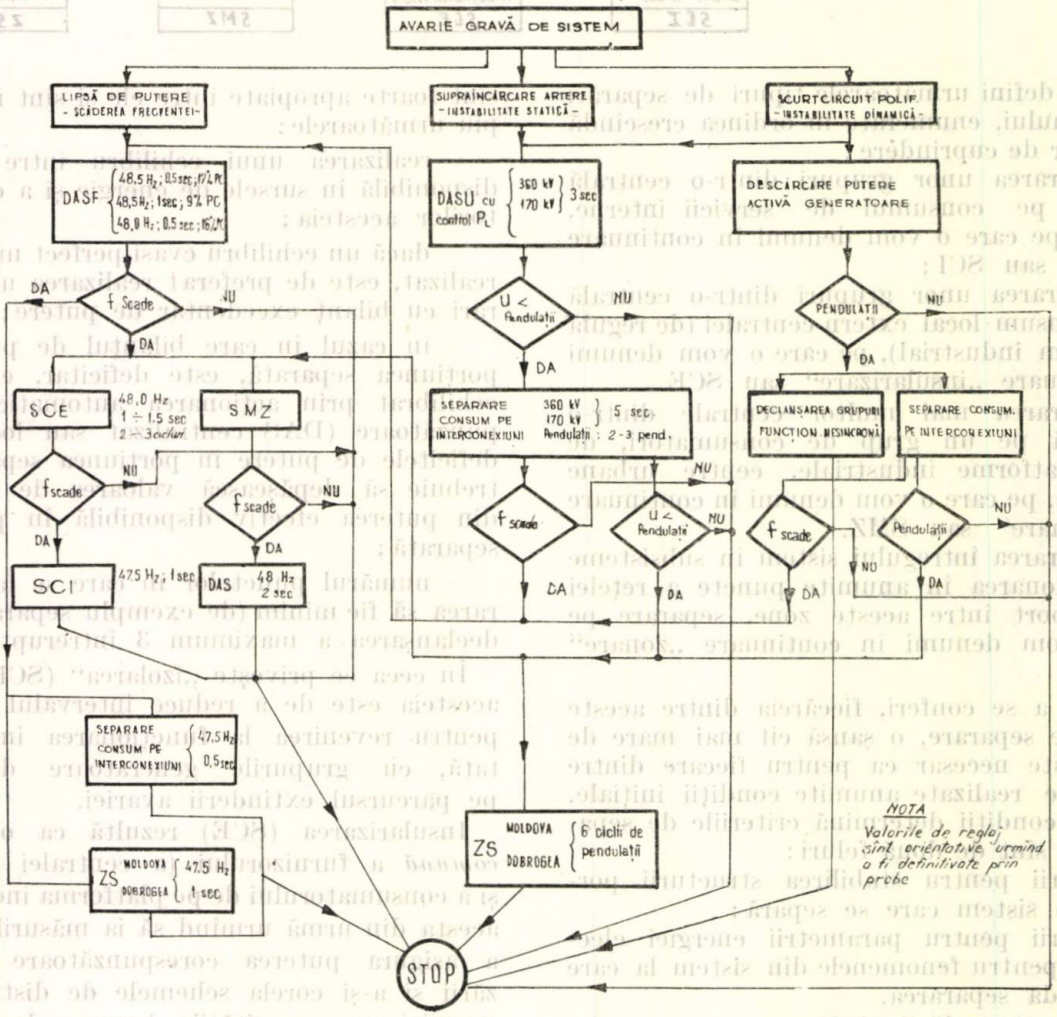


Fig. 1. Schema-bloc a concepției automatizărilor complexe de sistem.

SMZ (microzonarea) și preferabil, în același timp, insularizarea (SCE).

Pentru ușurința exprimării, se introduce următoarea împărțire a consumului:

a) RI — receptoare ce rămîn în zona separată după SCE;

b) RZ, idem, după SMZ;

c) RD — receptoare declanșate prin DAS de sistem.

Delimitarea microzonelor se face pornind de la faptul că receptoarele din categoria RI *nu pot fi deconectate* de automatica de zonare și că receptoarele de categoria RD din zonă au fost deconectate în prealabil prin DAS de sistem. În consecință, zonarea este oportună numai dacă într-o anumită porțiune a sistemului suma puterii disponibile este mai mare decît suma puterilor receptoarelor insularizabile (RI).

În figura 2 este prezentată o porțiune dintr-un sistem energetic pe care se va face o exemplificare de aplicare a principiilor expuse.

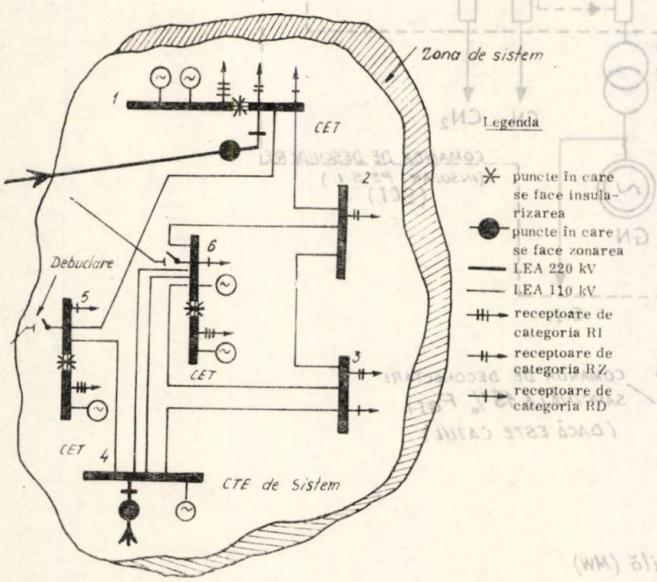


Fig. 2

Stabilirea limitelor unei zone se face deci din condiția:

$$\Sigma G - RI \geqslant RZ$$

(receptoarele *RD* fiind considerate deconectate).

Deoarece însă structura grupurilor în microzonă poate să varieze (avarie, reparații etc.), se va putea prevedea DASF suplimentar pe receptoarele RZ, astfel încît și în asemenea situații condiția de mai sus să se realizeze prin acționarea acestei automatici.

Deoarece automatica SCE și SCI reprezintă una dintre măsurile de bază pentru limitarea efectelor unor avarii extinse de sistem, se expun în continuare unele principii generale în legătură cu acest tip de separare.

Puterea, respectiv debitul consumatorului prioritar care beneficiază de insularizare, se determină în primul rînd din criteriul asigurării unei șanse cît mai mari de insularizare și de-abia în al doilea rînd din criteriul asigurării unei puteri cît mai mari insularizate.

O condiție esențială pentru insularizare este asigurarea unor consumuri relativ constante de energie electrică și de abur, corelate între ele, precum și cu puterea și debitul surselor insularizate. Acest consum, cît și puterea și debitul surselor trebuie să fie afectate cît mai puțin de configurațiile posibile de funcționare ale centralei și ale consumatorului.

Drept consecință rezultă faptul că insularizarea nu poate să cuprindă de regulă toate grupurile dintr-o centrală, ci numai o parte ale acestora, care poate fi considerată că rămîne în funcțiune practic în toate cazurile, indiferent de programul de reparații sau de avariile care pot afecta unele echipamente din centrală.

Atît insularizarea cît și funcționarea insulară reprezintă o acțiune comună și unitară în instalațiile furnizoare și consumatoare de energie și se bazează pe corelarea strînsă a măsurilor și a caracteristicilor celor două tipuri de instalații: de producere și de consum de energie.

Pentru instalațiile noi, activitatea de corelare trebuie să înceapă încă din faza de proiectare și de contractare a instalațiilor furnizorului și consumatorului, iar aspectul funcționării insulare trebuie să fie verificat cu ocazia probelor de punere în funcțiune și de reglaj al instalațiilor, separat la consumatorul și furnizorul de energie, cît și prin probe comune în instalațiile furnizorului de energie cu cele ale consumatorului.

Pentru cazul în care, din motive neprevizibile, puterea insularizabilă s-ar reduce sub cea programată a se insulariza, este necesară restabilirea echilibrului între puterea cerută prin prevederea unor DAS la consumator sau suplimentar prin comanda de la automatica de insularizare și prin comandă la distanță, din CET (fig. 3).

Grupurile care sînt destinate să rămînă în funcționare insulară trebuie să poată funcționa separat de restul centralei, atît pe partea electrică cît și pe partea termomecanică, în sensul ca, pe de o parte, ieșirea din funcțiune a instalației care nu se insularizează să nu antreneze fenomene care să pericliteze insularizarea părții respective din centrală, iar pe de altă toate mecanismele părții insularizate să aibă condiții de continuare a funcționării. (De exemplu, asigurarea separată a serviciilor proprii pe partea tehnologică, electrică și termomecanică, a instalațiilor de comandă, control și automatizare etc.)

Instalația din centrală care se insularizează trebuie să fie capabilă să funcționeze la frecvențe și tensiuni scăzute pe durata procesului tranzitoriu respectiv.

În acest sens, toate protecțiile tehnologice, ca și receptoarele serviciilor proprii din partea care se insularizează vor fi reglate și dimensionate corespunzător.

sau în caz extrem prin eșaparea în atmosferă a unei cantități de abur, necesar atingerii debitului minim impus de cazane.

Toate circuitele de comandă, control, semnalizare, protecție și automatizări pentru grupurile (blocurile) care nu sînt prevăzute a se insulariza vor putea fi comutate în caz de necesitate pe alimentarea din grupurile insularizate.

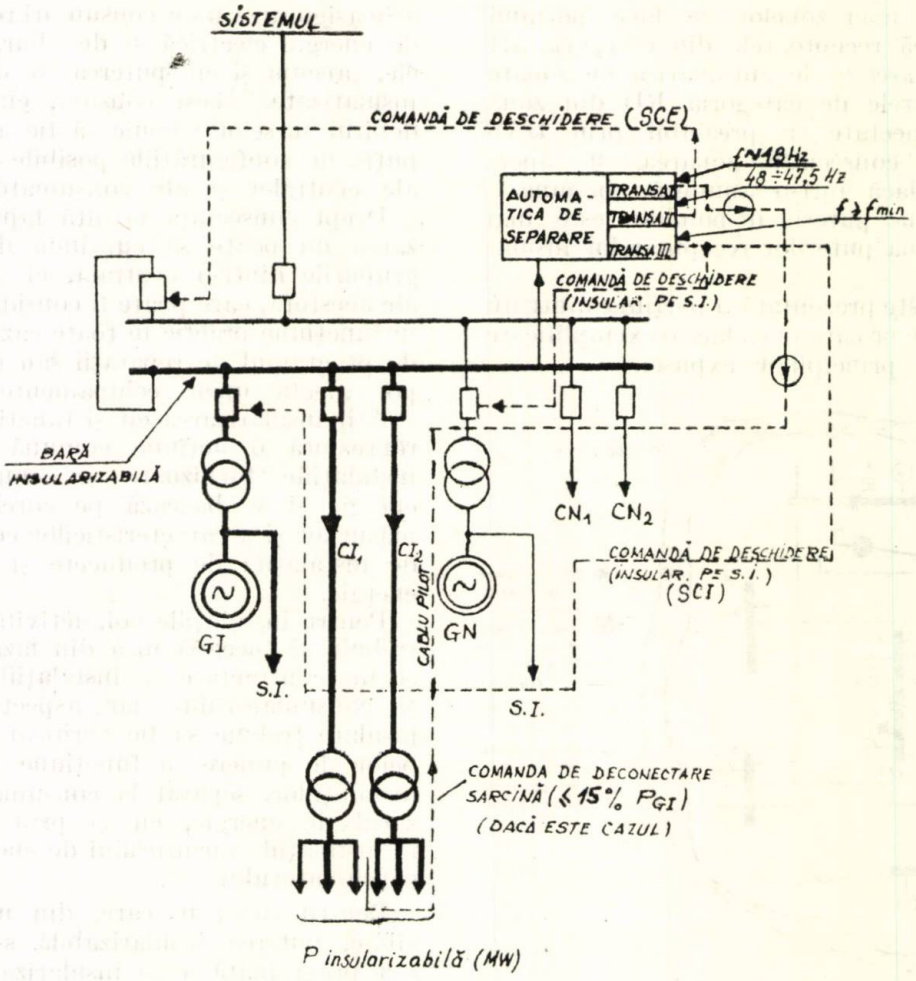


Fig. 3

CI — consum insularizabil; *CN* — consum neinsularizabil; *GI* — grup insularizabil; *GN* — grup neinsularizabil; *fmin* — frecvența minimă de funcționare a grupurilor de ordinul zecilor de secunde

——— instalații insularizabile

— — — — comenzi de la automatica de separare.

Trebuie luate măsuri pentru a se putea separa consumul de abur insularizat de restul consumului (prin acționarea vanelor de pe barele de consum în centrală și în instalațiile consumatorilor), corelat cu producerea de energie electrică. Dacă în unele instalații existente, o asemenea separare nu este posibil de realizat și pentru regimul normal de funcționare, trebuie luate măsuri pentru realizarea separării consumului în cazul insularizării, într-un interval de timp corespunzător.

Asigurarea unui debit corespunzător pe cazanele care se insularizează va putea fi realizată prin intrarea în funcțiune a IRR,

Funcționarea insularizată trebuie să fie posibilă pe durate de ordinul orelor, pînă la eliminarea avariei extinse de sistem.

Grupurile destinate a se insulariza vor fi racordate de regulă pe bare (secții) distincte, astfel încît fiecare din ele să se separe cu consumul respectiv pe cîte o secție de bare. Insularizarea și funcționarea insulară a două sau a mai multor grupuri pe o aceeași secție de bare trebuie verificată în mod special prin probe, deoarece se pot produce pendulații sau încărcări necorespunzătoare ale grupurilor insularizate.

Cel puțin unul dintre transformatoarele (racordurile) serviciilor proprii alimentate din sistem trebuie să fie racordate pe secțiile insularizabile, astfel încît să se asigure posibilitatea de alimentare și a serviciilor proprii pentru partea neinsularizabilă a centralei.

În cazul în care, pentru insularizare, se utilizează și grupuri cu turbine cu contrapresiune, este necesar să se asigure trecerea automată de pe regulatorul de presiune pe regulatorul de viteză.

Deoarece, în centralele electrice de termoficare, schemele termomecanice nu sînt în general blocizate, se recomandă prevederea principalelor echipamente auxiliare de rezervă, cel mult unul pentru două grupuri, în vederea asigurării alimentării acestor echipamente de la oricare din cele două grupuri și prin aceasta posibilitatea funcționării în diagonală cazan — turbină, pe grupe de cîte două blocuri.

Principalele echipamente auxiliare care trebuie avute în vedere sînt : EPA, excitatrice de rezervă, pompe de transvazare, alimentarea instalației de protecție, automatizare, comandă și control etc.

Dat fiind că, pe perioada insularizării, apare necesitatea intervenției personalului de exploatare, fiecare centrală trebuie să aibă o instrucțiune proprie, specifică, care să reglementeze cît mai detaliat modul de intervenție a personalului în asemenea situații, cît și punctele critice din instalații în care anumite modificări ale parametrilor determină acțiuni ale personalului în vederea realizării unei insularizări reușite.

Consumatorul are obligația ca la contractarea instalațiilor și echipamentelor, precum și la elaborarea documentațiilor pentru rețelele de distribuție a energiei (abur și energie electrică) să aibă în vedere condițiile optime impuse de asigurarea insularizării și a funcționării insulare a unei părți de consum, aceste condiții urmînd a fi puse de acord cu furnizorul de energie prin grija consumatorului.

Pentru instalațiile noi, această operație se va face încă din faza de contractare și stabilire a soluțiilor, iar pentru cele existente adaptările necesare urmează a se face prin grija consumatorului, coordonat cu furnizorul de energie.

Consumul de abur insularizat nu trebuie să fie afectat de întreruperea în alimentarea cu energie a consumului neinsularizabil.

În cazul în care, din motive justificate, nu se poate asigura în permanență un echilibru între puterea programată a surselor și a consumului insularizabil, se poate admite ca acest echilibru să fie restabilit prin deconectarea în momentul insularizării a sarcinii suplimentare, sau deconectarea după insularizare a unei sarcini suplimentare în funcție de variația de frecvență. Dezechilibrul între puterea disponibilă și cea cerută nu trebuie să depășească $\pm 15\%$ din puterea disponibilă.

Deconectarea acestor sarcini se va putea face, în funcție de condițiile locale, fie prin transmiterea prin cablu-pilot a unui impuls de la automatica de separare în stațiile consumatorilor, fie prin instalarea în aceste stații a unor relee de frecvență minimă și, în unele cazuri, și a unor relee care sesizează variația în timp a frecvenței (df/dt) (fig. 3).

Consumul insularizat nu trebuie să prezinte șocuri și nu vor fi pornite noi receptoare pe durata procesului de insularizare, sau pe durata funcționării insularizate, fără avizul prealabil al furnizorului de energie. În acest scop, în instalațiile existente vor fi blocate, prin comanda de la automatica de insularizare, toate AAR care determină o creștere a puterii insularizate cu mai mult de $\sim 2 \div 3\%$ din puterea insularizată. (Această putere poate fi mărită pînă la valori care au fost verificate prin probe.)

AAR care se produc în momentul insularizării trebuie prevăzute cu blocaj la acționare pe scurtcircuit.

În instalațiile noi se vor lua măsuri prin concepția schemei de funcționare ca să nu se producă AAR periculoase spre insulă.

Este necesară desensibilizarea funcționării receptoarelor reprezentînd consumul insularizabil, la variațiile parametrilor energiei (f, U), atît în perioada premergătoare insularizării, cît și pe durata acesteia.

Pentru instalațiile noi, necesitatea de sensibilizării instalațiilor furnizorului la variațiile parametrilor energiei electrice și termice trebuie avută în vedere încă de la contractarea echipamentelor și instalațiilor receptoare.

Dat fiind că pe perioada insularizării apare necesitatea intervenției personalului de exploatare, fiecare consumator de pe platformă trebuie să aibă o instrucțiune proprie, specifică, care să reglementeze cît mai detaliat modul de intervenție a personalului în caz de insularizare și felul cum trebuie să colaboreze cu personalul de exploatare din instalațiile sistemului, în cazul acestor evenimente.

Instalația de automatizare care comandă insularizarea pe consum extern (SCE) va fi prevăzută pentru a putea comanda izolarea pe servicii proprii a grupurilor insularizabile (SCI), fie la o treaptă inferioară de frecvență sau tensiune, fie și la o altă treaptă de timp decît aceea la care s-a emis comanda de insularizare (SCE). Pentru grupurile care nu sînt prevăzute a se insulariza pe consum extern, instalația de automatizare va putea comanda izolarea pe servicii proprii a acestor grupuri și la aceiași parametri (f, U, t) ca și pentru grupurile insularizate pe consum extern (fig. 3).

Repartizarea receptoarelor de servicii proprii din centrală, ca și alimentarea lor cu ener-

gie electrică vor fi făcute astfel încît să permită izolarea grupurilor, independent unul de altul și fără necesitatea funcționării imediate a unor receptoare racordate la barele de servicii proprii generale, dacă acestea sînt alimentate în mod normal și de pe barele sistemului.

Durata prevăzută pentru funcționarea izolată pe servicii proprii trebuie să fie de ordinul a circa 15 minute (valoarea exactă a acestei durate trebuie însă corelată cu instrucțiunile furnizorului de echipament pentru fiecare tip de grupuri).

3. Măsuri în exploatare pentru insularizare și zonarea rețelei în cazul unor perturbații grave

Printre perturbațiile care pot conduce la extinderi de avarii datorită declanșării prin protecție la suprasarcini sau la pendulații a unor artere importante și a unor grupuri generatoare, se menționează cele provocate de apariția unui deficit mare de putere, cele provocate de instabilitate statică și cele provocate de instabilitate dinamică ca urmare a unor scurtcircuite în rețea eliminate prin protecția de rezervă.

În cazul deficitelor de putere, cînd acționarea DASF poate readuce frecvența la o valoare acceptabilă sau, în orice caz, reduce viteza de scădere a ei în continuare, cît și în cazul instabilității statice, desfășurarea fenomenelor este relativ lentă și intervenția personalului de exploatare poate fi eficientă și hotărîtoare chiar în condițiile în care se dispune de o automatică conform celor menționate în capitolele anterioare.

Astfel, în cazul perturbațiilor în care prin acționarea DASF nu s-a readus frecvența la o valoare de minimum 49 Hz, este necesară realizarea sacrificiilor de consum prin comandă manuală. O mare importanță în limitarea acestor sacrificii o are pornirea rapidă a grupurilor hidrogeneratoare, în care scop sînt necesare o serie de măsuri pentru creșterea vitezei de intervenție a acestor centrale față de situația actuală, măsuri care se referă în principal la îmbunătățirea informațiilor în camerele de comandă ale acestor centrale și la asigurarea continuității funcționării serviciilor proprii la perturbații grave în rețeaua locală.

Dacă prin acționarea DAS și prin pornirea rapidă a centralelor hidroelectrice nu s-a readus frecvența la o valoare superioară valorii de 49 Hz sau nu s-au amortizat oscilațiile de putere și tensiune în rețea, este necesară trecerea rapidă la o a doua etapă de redresare a sistemului, prin insularizarea (SCE) și zonarea sistemului (ZS) de 220 și 400 kV, rețeaua de 110 kV funcționînd în permanență debuclată în punctele de separare a microzonei și zonei de sistem.

Evident, dacă se dispune de un sistem complex de automatizare a acestor acțiuni de evitare a extinderii avariilor (fig. 1), întregul proces se desfășoară la durate de ordinul 0,5—20 s, în timp ce intervențiile personalului de exploatare necesită durate de ordinul 3—10 min, ceea ce reduce din eficiența acestor intervenții, care rămîn totuși strict necesare și ca o rezervă la neacționarea automaticii. Pentru aceasta este necesară însă creșterea în permanență a eficienței intervenției personalului de exploatare printr-un instructaj sistematic și prin îmbunătățirea nivelului informațional la diversele trepte de dispecer.

Eșalonarea în timp a diferitelor acțiuni de separare depinde în mare măsură de rezultatele studiilor experimentale pentru fiecare platformă industrială și microzonă avută în vedere, rezultate care pot diferi între ele datorită condițiilor locale (acționarea protecției tehnologice a grupurilor generatoare, bilanțul de putere al zonei, corelarea reglajelor automate de tensiune și viteză ale grupurilor respective etc.).

Dacă nu există restricții speciale, este necesar să se înceapă prin insularizarea unor grupuri din platformele industriale pe un consum local și prin insularizarea unor microzone ale rețelei de 110 și 220 kV cu platforme industriale (de ex. microzona Ișalnița — Craiova — Slatina), pentru a continua, dacă revenirea la o funcționare normală nu s-a realizat, cu separarea interconexiunilor internaționale pe zone de consum din sistemul energetic al R.S.R. (de ex. centrul Arad pe linia de 400 kV Arad — Szeged și zona Luduș — Cluj — Baia Mare pe interconexiunea de 400 kV Luduș — Mukacevo).

Zonarea rețelei de 400 kV se consideră necesară în special în cazul continuării fenomenelor de instabilitate, cînd acțiunile sus-menționate nu s-au dovedit a fi eficiente în totalitate și există pericolul unei avarii totale de sistem.

În cazul zonării sistemului (ZS) la continuarea fenomenelor de instabilitate, este necesar controlul tensiunii pe bare în punctele de zonare (ca valoare minimă și ca amplitudine a oscilațiilor) și controlul puterii active pe liniile de legătură a zonei respective cu restul sistemului energetic.

4. Căi de mărire a eficienței intervențiilor personalului de exploatare în caz de avarie

Această categorie de acțiuni se referă în egală măsură la instructajul sistematic al personalului de exploatare și la realizarea fluxului informațional necesar la diverse trepte de dispecer, în camerele de comandă ale centralelor și în stațiile de transformare.

Creșterea complexității sistemului energetic impune o cunoaștere aprofundată a fenomenelor care pot să apară în cazul perturbațiilor în sistem, a caracteristicilor acestor fenomene

și a modului în care se poate interveni cît mai eficient pentru atenuarea efectului perturbațiilor.

Este, astfel, de mare importanță ca personalul din camera de comandă a centralelor să aibă o concepție clară asupra modului cum se comportă grupurile generatoare în regimuri cu frecvență scăzută sau în regimuri instabile și care este succesiunea intervențiilor locale pentru revenirea la funcționarea normală.

Pregătirea personalului de exploatare în etapa actuală trebuie să aibă în vedere realizarea în viitor a dialogului „om — mașină" și sub aspectul cunoașterii și sesizării rapide a stărilor de prealarmă ale sistemului energetic și al organizării intervențiilor optime pentru readucerea sistemului la o funcționare normală. Fără o asemenea pregătire a personalului de exploatare, verificată periodic prin exerciții pe scenarii de avarii posibile, nu se poate realiza un nivel de siguranță satisfăcător în funcționarea sistemului energetic, oricît de complexe ar fi automatizările de sistem și dotările cu echipament teleinformațional.

5. Problema siguranței în funcționare — obiectiv de primă importanță în planificarea dezvoltării SEN

Optimizarea tehnico-economică a structurilor sistemului energetic pentru etapa de perspectivă 1985—1995 a avut în vedere și criterii de siguranță în funcționare care oferă elemente de justificare atît a amplasării centralelor mari în zonele deficitare (echilibrarea zonelor SEN) cît și pentru dezvoltarea rețelei de transport și a interconexiunilor internaționale.

Zonarea automată a rețelei de transport în cazul unor avarii grave, cum sînt cele cu pierderea stabilității, reprezintă una dintre măsurile importante de mărire a siguranței în funcționare. Această măsură este cu atît mai eficientă cu cît zonele care se separă sînt mai echilibrate ca bilanț de putere produsă și consumată.

În acest scop s-a propus amplasarea unor centrale mari în zonele actualmente deficitare de putere.

De asemenea, interconexiunile cu țările vecine, în zonele deficitare ale SEN, cum sînt și actualele artere de 400 kV Mukacevo — Luduș și Szeged — Arad, prezintă o cale importantă de ajutor de avarie, pentru toate țările interconectate.

S-a avut în vedere folosirea maximă a acestui ajutor, organizînd separarea automată a unor zone de rețea pe aceste interconexiuni în cazul unor avarii grave cu posibilități de extindere.

În cadrul concepției de insularizare și zonare a rețelei, un rol important se acordă dispecerilor teritoriali (DET), care, pe baza informațiilor primite de la DEN și din rețeaua de transport din zona respectivă, trebuie să coordoneze toate operațiile de pe platformele industriale și în microzonele rețelei din porțiunea pe care o au în supraveghere, atît în situații de prealarmă, cît și în cazul în care extinderea efectului unor perturbații grave este posibilă.

În acest sens este necesar a se realiza o ierarhizare corespunzătoare a competențelor în cazul ivirii unor situații limită.

În ceea ce privește structura grupurilor din sistem și a rețelei de transport de energie electrică, aceasta se stabilește pe baza unor criterii tehnico-economice de optimizare în care intervine și siguranța în funcționare la diferite niveluri ale structurii sistemului: asigurarea puterii de avarii, de reparații etc., menținerea fluxurilor de putere și a nivelului de tensiune în anumite limite admisibile și în regimuri cu indisponibilități de linii și surse în zonele deficitare, eliminarea rapidă a scurtcircuitelor în rețea, reanclanșarea automată rapidă mono și trifazată cu controlul sincronismului etc.

În concluzie, automatizările complexe de sistem pentru limitarea extinderii avariilor se dezvoltă pe baza unei concepții unitare în cadrul dezvoltării structurii sistemului și care ține seama și de soluțiile adoptate în alte țări. Această concepție are la bază realizarea DAS local și centralizat cu teletransmisia impulsurilor de sacrificii a sarcinii, realizarea descărcării rapide de putere activă a grupurilor generatoare în cazul anumitor perturbații și separarea rețelei la diverse niveluri, conform principiilor menționate în cap. 2 de mai sus.

Pentru mărirea siguranței în funcționare a SEN prin acțiuni de separare a rețelei în caz de avarii grave, există un plan de acțiuni care se realizează atît la nivel de planificare a dezvoltării sistemului energetic, cît și la nivel de exploatare, acțiuni care necesită o permanentă preocupare, în special sub aspectul adaptării lor la dinamica de funcționare și de dezvoltare a sistemului.

Indiferent însă de nivelul de înzestrare cu automatici a sistemului, trebuie avut în vedere că, în multiplele situații care pot să apară în exploatare, rolul conducerii operative și al acțiunii corespunzătoare a personalului este și rămîne în continuare deosebit de important, atît în privința adaptării permanente a funcționării automaticii la noi condiții, cît și a menținerii personalului într-o permanentă stare de pregătire tehnică și de acțiune.

Definitivarea și perfecționarea soluțiilor pentru concepția și exploatarea automaticii antiavarie de sistem rezultă pe baza unui proces iterativ, cu utilizarea rezultatelor probelor efectuate în sistem și ale unor studii de modelare a sistemului în situații de avarii, pentru diversele evoluții ale structurii acestuia.

Căi de mărire a siguranței în funcționare în sistemul energetic cu zone cu balanțe puternic excedentare și zone puternic deficitare

dr. ing. L. **Groza**,
dr. ing. G. **Moraite**
și dr. ing. A. **Cristovici** *)

1. Considerații generale

Pentru evitarea avariilor în cascadă, în sistemele electroenergetice se prevăd măsuri speciale începînd încă din faza de planificare a sistemului [1] (verificarea stabilității, prevederea de rezerve turnante, întărirea legăturilor de interconexiune între zone, amplasarea eventual de grupuri pentru echilibrarea consumului și a puterii etc.). Criteriile de dimensionare a sistemului energetic prevăd situațiile în care în acesta există zone puternic excedentare sau puternic deficitare.

În afara acestor măsuri se prevăd instalații de protecție și automatizare, precum și modul de acționare a conducerii prin dispecer, care să poată face față unor situații neprevăzute, avînd ca scop continuitatea măcar parțială a alimentării consumatorilor [2], [3].

În cele ce urmează se prezintă situația din alte țări, caracteristicile regimului de funcționare a sistemului R.S.R. în etapa 1977—1980, perturbațiile care pot conduce la avarii extinse în condiții de stabilitate și criteriile de stabilitate. În continuare se prezintă căile de mărire a siguranței separat pentru zone deficitare și pentru zone excedentare. Se face apoi o sinteză a măsurilor ce se prevăd atît în studiile de planificare, cît și în cele de funcționare a sistemului energetic.

2. Stadiul utilizării în alte țări a automaticii de sistem destinate evitării și limitării extinderii avariilor

Nr. crt.	Funcțiunea automaticii	Criterii de acționare a automaticii	Țara
1.	Separarea interconexiunilor	f_{min}, U_{min}, oscilații de tensiune, suprasarcină pe linii, oscilațiile P,Q și $\frac{df}{dt}$	Australia, Belgia, Canada, Franța, Ungaria, Japonia, România, R.F.G., Danemarca
2.	Separarea zonelor din SE	f_{min}, suprasarcină decl. unui circuit al unei LEA d.c. U_{min}, U_{max}, oscilații de tensiune	Australia, Belgia, Canada, Franța, Irlanda, Ungaria, Italia, Japonia, Elveția, R.F.G., U.R.S.S.
3.	Insularizare	f_{min}, U_{min}, oscilații de tensiune, suprasarcină pe linii	Belgia, Ungaria, Japonia, Franța, R.F.G.
4.	Insularizare grupuri pe SI	f_{min}, U_{min}, inversarea P_g, unghi intern, impedanță aparentă, oscilații de tensiune	U.R.S.S., Franța, Anglia
5.	DASC	Suprasarcină pe linii, U_{min}, f_{min}. $\frac{df}{dt}$ oscilații de tensiune	U.R.S.S., Franța
6.	Descărcarea rapidă a turbogeneratoarelor	Pendulații; ieșire din sincronism	U.R.S.S., S.U.A.
7.	Protecția liniilor la suprasarcină	La curent maxim cu temporizări mari; imagine termică	Franța, Anglia, Belgia, Irlanda, R.F.G., Suedia, Italia Cehoslovacia, Canada, Elveția

*) Autorii lucrează la ISPE.

3. Caracterizarea sistemului românesc în 1977—1978 și a criteriilor de stabilitate

Structura sistemului electroenergetic al R.S.R. se caracterizează și prin existența unei zone puternic excedentare de putere, de unde puterea este vehiculată spre zonele deficitare de putere. Pînă în etapa 1980, cea mai importantă interconexiune cu țările vecine este prin artera de 400 kV Mukacevo — Luduș, cu o capacitate de transport de 700—900 MW. Celelalte două artere de interconexiune, la 220 kV (Arad — Szeged și Ișalnița — Kozlodui), au o capacitate de transport care nu depășește 250—300 MW.

În aceste condiții, apariția unor indisponibilități de grupuri în zona puternic excedentară poate conduce la un import de putere pe artera de 400 kV, care poate depăși capacitatea ei de transport, astfel încît sînt necesare măsuri speciale rapide pentru menținerea funcționării stabile. Dacă deficitul de putere în sistemul energetic al R.S.R. este însoțit și de scăderea frecvenței în sistemul interconectat, acționarea descărcării automate a sarcinii la nivel scăzut de frecvență (DASF) poate evita instabilitatea.

Fenomene de instabilitate pot rezulta de asemenea datorită supraîncărcării unor artere de transport spre zonele deficitare din nordul și sud-estul țării, în special în situațiile în care este declanșată una dintre aceste linii sau în care un scurtcircuit polifazat este eliminat prin protecția de rezervă.

3.1. *Caracterizarea perturbațiilor care pot conduce la avarii extinse*

Efectul unora dintre aceste perturbații se propagă relativ lent (scăderea frecvenței sau oscilații lente datorită instabilității statice) în comparație cu instabilitatea dinamică provocată de scurtcircuite în rețea eliminate prin protecția de rezervă, cînd avaria se poate extinde într-o zonă mare a sistemului în 15—30 s.

Evitarea extinderii avariilor, în cazul unor asemenea perturbații grave, este posibilă numai prin organizarea și dotarea sistemului energetic cu automatizări complexe de sistem, care să intervină rapid (în intervale de timp de ordinul 1—5 s), în sensul sacrificiilor de sarcină și al zonării și insularizării rețelei de 220 și 400 kV, în funcție de următorii parametri: frecvență minimă, tensiune simetrică minimă, oscilații ale tensiunilor cu amplitudini depășind o anumită valoare, controlul puterii active pe anumite linii de interconexiune.

În ceea ce privește caracteristicile oscilațiilor de putere și tensiune în rețeaua de transport datorită instabilității, acestea depind de mai mulți parametri ai regimului de funcționare respectiv, ai structurii momentane a sistemelor interconectate. Printre acești parametri se menționează: puterea sincronizantă în raport cu anumite noduri ale rețelei, încărcarea inițială a arterelor etc.

Din această cauză, reglajul automatizărilor respective nu poate niciodată acoperi întreaga gamă de oscilații periculoase care pot să apară în sistem, dar acest reglaj poate fi continuu îmbunătățit prin analiza înregistrărilor automate cu viteză mărită, care trebuie asigurată prin dotarea tuturor stațiilor de 400 kV cu echipamentele necesare (de exemplu, cu oscilo-perturbografe sau alte tipuri de aparate care să permită și analiza cantitativă a fenomenului oscilant) și menținerea lor în funcționare continuă.

Dispunînd de aceste înregistrări ale evoluției unor parametri caracteristici pentru regimurile tranzitorii, se vor putea adapta și metodele de calcul pentru selecționarea situațiilor periculoase în care sînt necesare acțiuni speciale prin comanda prin dispecer pentru prevenirea instabilității.

3.2. *Caracterizarea condițiilor de stabilitate*

Regimurile-limită din punctul de vedere al stabilității statice și dinamice sînt funcție de structura sistemului energetic (structura rețelei și a grupurilor generatoare în funcțiune la un moment dat), de rezerva de putere reactivă din zonele deficitare, de caracteristicile statice și dinamice ale sarcinii etc.

Din punctul de vedere al stabilității statice, puterea activă maximă care poate fi vehiculată pe o arteră de 400 kV este cuprinsă între circa 600 și 900 MW. Puterea maximă vehiculabilă la limita stabilității statice depinde în mare măsură și de gradul de compensare a puterii reactive din zona deficitară de putere respectivă. Astfel, dacă acest grad de compensare nu este suficient, scăderea nivelului de tensiune odată cu creșterea puterii transportate pe linie poate conduce la o limită de stabilitate de numai 500—600 MW. Dacă nivelul de tensiune la 400 kV nu scade sub 370—380 kV la transportul unei puteri de 900 MW, regimul este static stabil, cu o rezervă de stabilitate de ordinul 8—10%. Aceste valorisînt orientative, și ele trebuie determinate în exploatare pentru fiecare configurație caracteristică a sistemului energetic.

Din punctul de vedere al stabilității dinamice, puterile maxime care pot fi vehiculate în rețeaua de transport sînt în general mai reduse decît cele rezultate din condiții de stabilitate statică.

În mai multe țări, criteriile de verificare a condițiilor de stabilitate dinamică se referă la:

— scurtcircuit trifazat sau bifazat cu pămînt urmat de RART reușit, pentru regimurile normale, cu toate liniile în funcțiune;

— scurtcircuit monofazat urmat de RARM reușit, pentru regimurile postavarie, în care una dintre principalele artere de transport nu este în funcțiune.

Din analizele efectuate pentru regimuri probabile de funcționare ale sistemului energetic al R.S.R. în etapa 1975—1980 au rezultat următoarele plaje de valori pentru puterile maxime care pot fi vehiculate pe arterele de 400 kV din punctul de vedere al stabilității dinamice, valori care sînt funcție de aceiași parametri ca și cei menționați la pct. 3.1.

Pentru regimurile normale de funcționare, puterile maxime vehiculabile pe o arteră de 400 kV sînt cuprinse între circa 600 și 700 MW, iar în regim postavarie între circa 800 și 900 MW.

Aceste valori rezultă din necesitatea de a lua în considerare posibilitatea apariției unui defect urmat de deconectarea definitivă a unei linii, caz în care, atît în regim normal cît și în regim postavarie, stabilitatea sistemului trebuie să se păstreze.

Regimuri instabile de funcționare, în care pot avea loc avarii extinse în sistem, pot rezulta în una dintre situațiile:

— depășirea valorilor-limită ale puterii vehiculabile pe una din mai multe artere de transport, din punctul de vedere al stabilității statice, chiar dacă nu are loc nici o perturbație în rețea, de genul scurtcircuitelor;

— depășirea valorilor-limită ale puterii vehiculabile pe una sau mai multe artere de transport (P_n) din punctul de vedere al stabilității dinamice, chiar dacă defectul se elimină normal prin RART sau RARM;

— depășirea valorii de circa 400, 500 MW în regim postavarie, dacă într-un astfel de regim are loc un scurtcircuit trifazat sau bifazat cu pămînt, chiar dacă acesta este urmat de RART reușit;

— în orice regim de funcționare (chiar în regimuri de gol de sarcină) dacă are loc un scurtcircuit trifazat sau bifazat cu pămînt pe linie, în apropierea barelor unei centrale, dacă defec-

tul este însoţit de refuzul la acţionare al protecţiei rapide sau al întreruptorului de linie din staţia centralei;

— în orice regim de funcţionare dacă are loc un scurtcircuit polifazat pe barele unei centrale mari (Turceni, Rovinari, Mintia, Porţile de Fier etc.), dacă este însoţit de refuzul de declanşare al întreruptorului de cuplă;

— în orice regim de funcţionare dacă are loc un scurtcircuit pe bare, chiar monofazat, dacă prin separarea de sistem a barei respective rezultă un deficit de putere pe sistem şi deci o supraîncărcare a arterelor de interconexiune internaţională peste limita de stabilitate.

Desfăşurarea în timp a regimurilor dinamice instabile este atît de rapidă, încît, dacă nu se acţionează descărcarea sistemului în primele 2—3 s, este posibilă extinderea în întreg sistemul a avariei, cu deconectarea majorităţii surselor şi consumatorilor. De aceea prevenirea extinderii unor astfel de avarii nu se poate realiza decît dispunînd de o automatică de sistem complexă şi verificată în detaliu, ca mod de acţionare, înainte de darea ei în exploatare curentă.

De asemenea, este necesară reactualizarea reglajelor acestor automatizări în funcţie de modificările de structură ale sistemului energetic respectiv şi, în orice caz, de 2—3 ori pe an.

Regimurile instabile care pot să apară ca urmare a perturbaţiilor menţionate mai sus sau a altor perturbaţii (de exemplu defecţiuni în sistemul de reglaj al excitaţiei unor grupuri, funcţionarea capacitivă a unor generatoare peste limitele impuse de funcţionarea cu o rezervă suficientă de stabilitate statică, etc.) au caracteristici diferite, după tipul perturbaţiei şi structura sistemului în momentul imediat anterior producerii perturbaţiei.

Astfel, amplitudinea şi perioada oscilaţiilor pot varia în limite largi, de exemplu:

— perioada oscilaţiilor de tensiune sau de putere pe linii poate varia, în general, între 1 şi 10 s; în unele cazuri mai puţin frecvente perioada poate fi mai mare;

— amplitudinea osciilaţiilor de tensiune poate varia în limite de ordinul 20—30% din tensiunea nominală.

4. Acţiuni în cadrul zonelor deficitare de putere pentru limitarea extinderii avariilor

Pentru aceste zone este necesar să se controleze în permanenţă condiţiile de transport al energiei electrice din sistem. Acest transport este limitat de condiţiile de stabilitate statică şi dinamică, la valori care depind de structura centralelor şi a reţelei din zona respectivă. Din acest motiv, pentru aceste zone este necesară organizarea automaticii de descărcare a sarcinii şi, în final, de separare a zonei de sistem (zonarea reţelei), cu controlul puterii active vehiculate pe liniile respective şi cu controlul tensiunii pe barele de 400 şi 220 kV ale staţiilor de alimentare a zonei de sistem. Acţionarea DAS centralizat (DASC) în zona deficitară la creşterea aportului de putere activă din sistem peste anumite limite, la scăderea nivelului de tensiune sub anumite valori sau la amorsarea oscilaţiilor de tensiune, constituie principalul tip de automatică destinat să asigure continuitatea alimentării din sistem a zonei şi condiţii de zonare reuşită în cazul perturbaţiilor deosebit de grave, în care toate celelalte acţiuni la nivel de sistem energetic (DASF), insularizarea platformelor şi microzonarea etc., nu au restabilit funcţionarea normală. Realizarea DAS centralizat necesită evident organizarea unei reţele de teletransmisie a impulsurilor de acţionare a tranşelor de consum din staţiile de 400 sau 220 kV de alimentare a zonei, la consumatorii respectivi.

Pentru favorizarea menţinerii în funcţionare interconectată a surselor din zona deficitară, după separarea de sistem, este indicat ca în momentul imediat anterior separării deficitul zonei să nu depăşească 15 — 20%, astfel încît viteza de scădere a frecvenţei în zona separată să nu depăşească 1—2 Hz/s. Această condiţie poate fi realizată prin controlul schimbului de putere activă cu sistemul şi este necesară pentru evitarea declanşării unor grupuri prin protecţia tehnologică, la frecvenţe scăzute.

Ca o măsură de prevedere în plus, este indicată utilizarea în cadrul DASF atît a releelor de frecvenţă cît şi a celor care sesizează viteza de scădere a frecvenţei ($\Delta f/\Delta t$), în acest mod tranşele de consum fiind sacrificate automat dacă simultan sînt îndeplinite două condiţii, de exemplu $f \leqslant 48{,}5$ Hz şi $\Delta f/\Delta t \geqslant 1{,}5$ Hz/s.

Rezerva în exploatare pentru situaţiile în care automatica nu este în funcţiune sau în care ar putea acţiona eronat o constituie acţionarea manuală a sacrificiilor de putere în zona deficitară la comanda dispecerului teritorial respectiv, care trebuie să deţină şi informaţiile necesare pentru sesizarea avariei de sistem: puterile active vehiculate pe liniile de alimentare a zonei din sistem, frecvenţa în sistem şi nivelul de tensiune pe barele de înaltă tensiune ale staţiilor alimentate din sistem [1]—[3].

5. Măsuri pentru zonele excedentare

Fenomenele care necesită măsuri de automatică în zonele excedentare sînt următoarele:

a) deconectarea unei linii de evacuare (cu sau fără defect), ceea ce poate conduce la pierderea stabilităţii statice sau dinamice;

b) fenomene de instabilitate la nivelul rețelei de transport în cazul unor perturbații în zonele deficitare (deconectarea unei centrale mari în zona deficitară).

Măsurile posibile și practicate pe plan mondial în aceste situații sînt [4] — [7]:

— deconectarea unor generatoare (de preferință hidrogeneratoare, la care se poate asigura repornirea rapidă după dispariția perturbației). Deconectarea generatoarelor se poate face fie prin controlul unor parametri ai rețelei de evacuare (deconectarea unei linii), fie prin controlul depășirii unei anumite valori a unghiului intern, simultan cu scăderea tensiunii la borne;

— pentru grupurile turbogeneratoare (la care nu este de dorit deconectarea datorită condițiilor dificile de repornire), se practică reducerea rapidă a puterii debitate (fast-valving) prin comanda asupra admisiei aburului în turbină după aceleași criterii ca mai sus.

Pentru automatica la nivel de zonă (automatica de sistem), se poate introduce criteriul de deconectare a generatoarelor sau reducerea puterii debitate, funcție de depășirea puterii de legătură cu alte zone, sau funcție de apariția oscilațiilor de tensiune sau putere în anumite puncte din sistem.

Concluzii

Căile de mărire a siguranței prevăzute în lucrarea de față se axează pe următoarele măsuri principale:

— îmbunătățirea calitativă și cantitativă a DAS la frecvență și tensiune;

— introducerea automaticilor de sistem prevăzute special în acest scop;

— revederea periodică a concepției acestor măsuri, ținînd seama de progresul tehnologic.

Bibliografie

[1] * * * *Directive de proiectare a CTE, a rețelelor electrice de transport și a rețelelor de termoficare*, cap. 9.1. ICEMENERG, București, 1975.

[2] * * * *Instrucțiunea nr. 62/1976 privind stabilizarea sistemului în caz de avarii*. DEN.

[3] * * * *Normativ de protecție a rețelelor electrice de transport*. M.E.E., 1972.

[4] Knight, U. G. *Enquête sur les stratégies de commande en cas d'urgence*. În: Electra, nr. 44, ianuarie, 1976.

[5] Dienne, G. *Procédés et équipements d'action automatique rapide dans les situations d'urgence et leur harmonisation avec les dispositifs de protection contre les défauts*. CIGRE, Comité d'Etudes nr. 34, Collogne, 1971, Arrhus.

[6] Iofiev, B. I. *Principi postroeniia ustroistv avtomaticeskovo prekrașceniia asinhronnovo rejima v energosistemah*. În: Elektricestvo, nr. 9, 1976, p. 6.

[7] Grantner, I. și Gaillet, B. *Protection contre le fonctionnement hors synchronisme des grosses machines synchrones*. În: Electra, nr. 50, ianuarie 1977.

Rolul și concepția insularizării centralelor electrice de termoficare de pe platformele industriale

Ing. **H. Albert**,
Ing. **M. Ciobanu**,
Ing. **Gh. Crețu**,
Ing. **N. Crăciun**,
Ing. **M. Stein***)

Insularizarea unei centrale electrice este separarea acesteia de restul sistemului interconectat pe un consum prioritar (eventual propriile servicii interne), în cazul unor perturbații exterioare. Scopul ei este menținerea în funcțiune — pe o durată limitată — a unor generatoare care să permită fie asigurarea alimentării continue a unui consum prioritar, fie, cel puțin, o revenire rapidă la regimul normal.

Insularizarea constituie unul dintre principalele mijloace de asigurare a continuității în funcționare și este practicată pe scară largă în special în centralele de pe platformele industriale din majoritatea sistemelor energetice (Italia, Franța, R. F. Germania ș. a.)

În România, insularizarea voită, manuală, se practică pe platformele industriale de la Reșița, Hunedoara, Telejean ș. a., chiar de la punerea în funcțiune a primelor grupuri de condensație din centralele respective.

În prezent insularizarea se urmărește a se realiza automat în cazul unor perturbații exterioare care ar putea conduce la deconectarea surselor de pe platformă, fie ca urmare a supraîncărcării acestora, fie ca urmare a pierderii stabilității.

În concepția generală de asigurare a continuității alimentării consumatorilor la nivelul surselor existente în sistem, la avarii de sistem, se urmărește (fig. 1):

— păstrarea integrității sistemului energetic prin realizarea de DAS la frecvență și tensiune;

— la scăderea frecvenței sub o anumită valoare-limită (de exemplu 48 Hz, 1,5 s) sau a tensiunii (de exemplu sub 85 kV, 3 s la 110 kV), desprinderea în zone (sau microzone) de sistem (de exemplu, în figura 1, prin declanșarea întreruptoarelor *1*), prin aceasta fiind totodată cuplate DAS suplimentare la frecvență (48,5Hz, 0,5 s) și tensiune minimă (85 kV, 0,5 s), care să asigure echilibrarea rapidă a zonei;

*) Autorii lucrează la ISPE.

— în condiţii în care nu se poate realiza stabilizarea frecvenţei sau apar pendulaţii între grupurile din zonă, se trece la insularizarea grupurilor pe consumul aferent fiecărei bare (în exemplu din figura 1, prin declanşarea întreruptoarelor *2*) sau chiar la separarea grupurilor pe propriile servicii interne (exemplul din figura 1 declanşează întreruptoarele *3*).

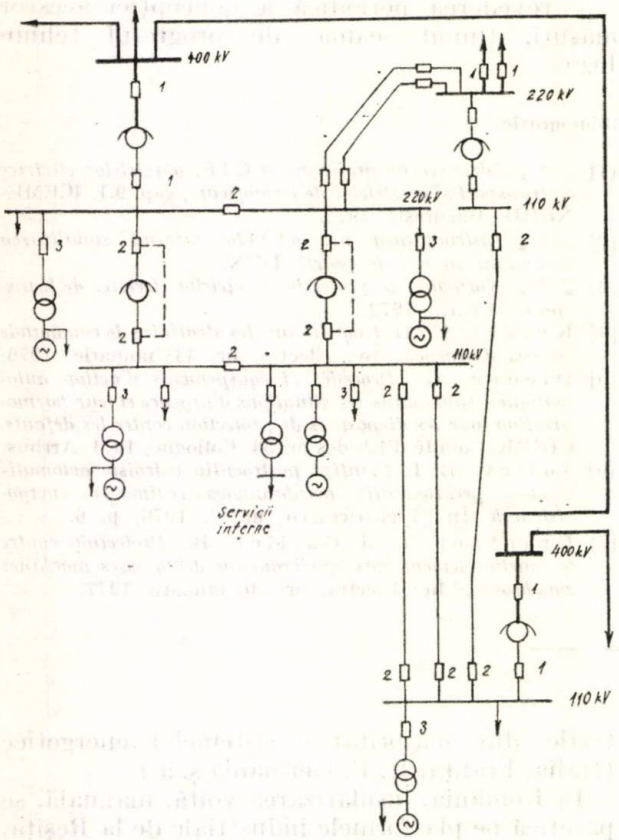


Fig. 1. Creşterea siguranţei în funcţionare prin separarea instalaţiilor la avarii exterioare lor (exemplu):
— zonare — declanşarea întreruptoarelor *1*;
— insularizare — declanşarea întreruptoarelor *2*;
— separare pe servicii interne — declanşarea întreruptoarelor *3*.

Adesea condiţiile de insularizare se realizează fără ca să aibă loc condiţiile de zonare sau, în cazul unor avarii cu o pierdere importantă de putere şi cu o scădere rapidă a frecvenţelor şi tensiunii, acestea pot avea loc practic simultan.

Studiile şi probele efectuate pentru diferite instalaţii din sistemul energetic românesc [5] au arătat că momentul optim la care trebuie făcută insularizarea depinde de:

— natura perturbaţiei, ca şi gravitatea acesteia;

— caracteristica energetică a nodului în care este conectată centrala (exprimată, de regulă, prin parametrii generatorului echivalent al SE în bara respectivă);

— caracteristicile de reglaj de viteză şi tensiune ale grupului de insularizat;

— caracteristicile sarcinii la consumator, dependenţa acesteia de variaţia frecvenţei şi a tensiunii.

Insularizarea pe un consum industrial a unor centrale impune realizarea în regim normal a unei (sau mai multe) bare pe care se racordează grupurile ce urmează a se separa pe consumul aferent. Caracteristicile tehnice ale grupurilor existente în centralele termoelectrice de la noi din ţară nu permit insularizarea unor consumatori cu şocuri. De aceea în astfel de cazuri se are în vedere fie sacrificarea consumatorilor cu şocuri şi rămînerea grupului în funcţiune pe un consum prioritar liniştit, fie separarea grupului pe propriile servicii interne.

Este de dorit ca într-o insulă să rămînă un singur grup, realizîndu-se — la nevoie — insularizarea a două bare. Această cerinţă s-a evidenţiat prin probe care au arătat că, de regulă, în cazul separării după o perturbare a unui număr mai mare de grupuri apar — după insularizare — pendulări între acestea, ca urmare a:

— încărcării iniţiale diferite, atît pe partea electrică cît şi pe partea termică;

— parametrilor diferiţi ai grupurilor (reactanţe, momente de inerţie, statisme la regulatoarele de turaţie şi tensiune ş. a.).

Evident, prin intervenţia personalului situaţia poate fi redresată dacă, pînă la această intervenţie, nu s-a produs deconectarea aumată a grupurilor prin supraturare sau frînare.

Legătura acestei bare cu restul instalaţiilor energetice de care urmează să se separe este bine să se facă printr-un număr minim de elemente, să necesite deci declanşarea unui număr minim de întreruptoare, dacă este posibil chiar unul singur.

Instalaţiile de separare trebuie să asigure insularizarea în următoarele cazuri:

— la avarii de sistem caracterizate prin scăderea frecvenţei sau (şi) a tensiunii sub anumite valori critice, o durată superioară celei limită admisibile (de exemplu 48 Hz, 1,5 s sau 85 kV, 1,5 s);

— la separarea intempestivă, nedorită a unei zone caracterizată prin scăderea frecvenţei sau (şi) a tensiunii;

— la avarii de sistem caracterizate prin pierderea stabilităţii şi apariţia unor pendulaţii periculoase;

— la scurtcircuite polifazate apropiate, produse în reţeaua exterioară, neselectate rapid, care pot conduce la pierderea stabilităţii grupurilor din centrală.

Acţionarea întreruptoarelor prin care se realizează insularizarea are loc prin următoarele protecţii:

— minimă frecvenţă;

— derivata frecvenţei;

— minimă tensiune (o treaptă sau două trepte) cu blocaj de curent direcțional;

— la pendulații lente $f = 0{,}5 - 2$ Hz și rapide $f = 5 - 10$ Hz.

După cum s-a mai menționat, instalația de separare va trebui să „activeze", mai ales în cazul unor insule cu mai multe grupuri, DAS de frecvență și tensiuni suplimentare față de cele avute în vedere pentru menținerea integrității sistemului energetic. Aceasta se justifică prin aceea că în timpul procesului de insularizare se pot pierde capacități de producție și trebuie să existe posibilități de echilibrare în insulă.

Reușita insularizării depinde de o serie de condiții:

— schema normală de funcționare pe partea electrică și termică trebuie să fie pregătită pentru insularizare;

— schimbul — în regim normal, între bara de insularizat și SE trebuie să fie cît mai mic, apropiat de zero;

— schema normală trebuie să asigure — la insularizarea grupurilor — preluarea serviciilor interne aferente grupului de insularizat și cazanelor prin care se asigură alimentarea cu căldură, din insulă, fără acționarea AAR;

— asigurarea, prin reglajul turbinei, a urmăririi stricte a frecvenței dacă aceasta este în afara limitelor 49,5 — 50,2 Hz și menținerea, în acest caz, a parametrilor aburului prin intrarea automată în funcțiune a stației de reducere-răcire;

— acționarea corectă a tuturor automatizărilor, astfel ca, pe durata perturbațiilor pînă la insularizare, să fie menținute în funcțiune instalațiile din CET și de la consumator;

— corecta acționare a RAV și RAT a grupurilor;

— acționarea corectă a instalației de separare;

— prevederea de DAS la consumatorii la care [illegible]na de insularizat depășește puterea efectiv [illegible]mizabilă a unui grup;

— efectuarea de probe complete în CET și pe platforma industrială pentru determinarea, pe baza caracteristicilor instalațiilor de generare și consum, a măsurilor suplimentare necesare și a reglajelor automatizărilor de separare;

— întocmirea unor instrucțiuni precise pentru personalul de exploatare pentru verificarea permanentă a condițiilor de insularizare și de acționare în astfel de condiții.

În condiții de probe, pregătite și supravegheate cu atenție, în toate cazurile de insularizare a unui grup pe un consum aferent — chiar dacă acesta a reprezentat 125% din puterea nominală a grupului — insularizarea a fost reușită. În unele cazuri a fost necesară o intervenție rapidă a personalului de tură pentru reglarea manuală a frecvenței, regulatoarele turbinelor continuînd să urmărească parametrii la livrarea căldurii (de exemplu CET Brazi).

Insularizarea intempestivă — la schimbul zero cu sistemul în regim normal — a fost totdeauna reușită. În cazul unor schimburi mai mari — determinate fie de necesitatea economiei de căldură, fie de lipsă de putere în SE — literatura de specialitate arată că insularizările reușite reprezintă sub 50% din cazuri.

Pînă în mai 1977 s-au analizat și s-au prevăzut instalații de separare pe baza unor probe complexe efectuate și a unor studii întocmite de ISPE la un număr de cinci platforme industriale.

Extinderea acțiunii nu a fost posibilă în principal datorită neacceptării de către unii consumatori industriali a riscului unor probe în instalațiile energetice.

În cele ce urmează se exemplifică modul în care au fost stabilite condițiile de insularizare și rezultatele obținute în cazul unei avarii pentru platforma C. S. Galați. În toate cazurile modul de abordare a problemei este asemănător, fiind necesare doar adaptări la specificul local.

Prin studiile întocmite de ISPE în anul 1967 a rezultat ca necesară pentru mărirea siguranței în funcționare și a fost propusă separarea CET Galați de sistem la perturbații exterioare.

În acest scop s-a realizat o schemă electrică corespunzătoare. Cele patru grupuri din CET Galați, de 60 MW și 100 MW, debitează fiecare pe o bară separată de 110 kV, cu un consum corespunzător. Insularizarea se realizează pe cele patru bare, fiecare cu cîte un grup de 60 sau 100 MW (în fapt patru insule). Pentru TA 1 de 60 MW și TA 2 de 100 MW, racordate pe bare cu consumatori liniștiți, este prevăzută separarea pe acești consumatori. Pentru TA 3 și TA 4, de 100 MW și 60 MW, racordate pe barele unde sînt consumatori care produc șocuri (laminoare) separarea se face pe serviciile interne ale grupurilor, pentru ca acestea să nu rămînă în paralel cu șocurile în funcționare insulară, dar să poată fi ușor recuplate la sistem.

În vederea analizei comportării grupurilor, turbogeneratoare din CET Galați la insularizări, s-au efectuat o serie pe probe și măsurători.

Pentru TA 1, 60 MW, s-au efectuat în decembrie 1969 probele:

— AAR a serviciilor interne după o pauză de 2,68 s;

— aruncarea de sarcină a grupului de 60 MW de la 29,4 MW pe sarcină zero, serviciile interne fiind alimentate de la serviciile generale;

— aruncare de sarcină la TA 1 de la 56 MW pe servicii interne;

— scurtcircuit trifazat pe 110 kV la circa 17 km de bornele grupului, care se separă de sistem la 0,46 s, grupul rămînînd în funcționare insulară pe o sarcină de $(20+j\,12)$ MVA;

— scurtcircuit trifazat pe 110 kV la circa 90 km, deconectat la 1,1 s.

Pentru TA 2, de 100 MW, s-au efectuat în ianuarie 1971 următoarele probe:

— AAR ale serviciilor interne la pauze de 1,84 s, 2,7 s şi 3,88 s;

— aruncare de sarcină de la 64 MW produsă în condensaţie pură pe sarcină zero;

— aruncare de sarcină de la 70 MW pe servicii interne (pentru funcţionarea în condensaţie şi termoficare, cu 100 Gcal/h);

— aruncare de sarcină de la 95 MW pe servicii interne (în condensaţie şi termoficare 22 Gcal/h, sarcină normală);

— aruncare de sarcină de la 100 MW pe servicii interne (în condensaţie şi termoficare 80 Gcal/h);

— scurtcircuit trifazat pe 110 kV la o distanţă de 17 km de bornele grupului, durata defectului 0,69 s; după eliminarea defectului grupul rămînînd în continuare racordat la sistem;

— scurtcircuit trifazat pe 110 kV la o distanţă de 17 km de bornele grupului, durata defectului 0,69 s; grupul se separă de sistem odată cu eliminarea defectului.

Din probele efectuate s-au reţinut unele aspecte mai importante.

Probele de AAR au evidenţiat că sarcina după pauză de AAR este de circa 2—3 ori mai mare decît sarcina nominală; cu cît durata pauzei de AAR este mai mare, cu atît sarcina la autopornire şi durata autopornirii sînt mai mari.

La probele de aruncări de sarcină, variaţia turaţiei grupurilor este între 5% şi 8%, ea conducînd la o variaţie corespunzătoare a tensiunii.

La probele de scurtcircuit, fără separare de sistem a grupurilor, în care tensiunea la bornele grupurilor a fost de 2,2 kV ($U_n = 10{,}5$ kV), după eliminarea defectului se produc variaţii mari de tensiune, curent şi putere pe grupuri (la grupul de 100 MW, puterea a variat între + 280 MW şi — 250 MW, grupul funcţionînd în regim asincron timp de 4 s, şase oscilaţii).

Din probe a reieşit că grupul de 100 MW are un statism ridicat şi o constantă de timp a regulatorului de viteză mică (0,8 s).

La probele de scurtcircuit cu separarea de sistem a grupurilor la un timp de 0,7 s nu se mai produc variaţii de tensiune şi oscilaţii pe grupuri după eliminarea defectului, rezultînd avantaje importante, faţă de rămînerea în paralel cu sistemul, şi anume:

— lipsa variaţiilor de tensiune (care aduc prejudicii mari consumatorilor ale căror instalaţii adesea declanşează atît la tensiune minimă, cît şi la tensiune maximă);

— lipsa oscilaţiilor de curent, putere, unghi δ, turaţie, frecvenţă, I_c, U_c etc. şi deci a riscului de deconectare intempestivă a grupului la extinderea avariei.

De menţionat că aceste probe s-au făcut pe o sarcină din sistemul energetic. Lipsa verificării prin probe a comportării instalaţiilor consumatorului la insularizare a condus la verificarea pe viu, ceea ce a făcut ca la primele separări reuşite ale grupului TA 1, acesta să declanşeze însă după cîteva minute de la separare, iar, în unele cazuri, o parte din consum să fie deconectată automat în perioada tranzitorie. În prezent, cînd se cunoaşte modul de comportare a consumatorilor şi s-au luat măsuri corespunzătoare, insularizările sînt de regulă reuşite.

Pe baza probelor efectuate şi a calculelor de stabilitate care au avut la bază parametrii determinaţi prin probe, s-au stabilit instalaţiile de separare. Pentru grupurile TA 1 şi TA 2, de 60, respectiv 100 MW, care se insularizează cu consumatori liniştiţi, s-au propus următoarele instalaţii de separare, montate pe liniile de racord la sistem şi care pot fi comutate pe cuplele transversale pentru cazul funcţionării într-o schemă diferită de cea normală:

— protecţie de tensiune minimă în două trepte:

treapta I $U \leqslant 0{,}4\ U_n$ $t = 0{,}5$ s şi I spre sistem $\geqslant 0{,}5$ kA la (TA 1), respectiv $I \geqslant 1$ kA (la TA 2)

treapta II $U \leqslant 0{,}7\ U_n$ $t = 1{,}5$ s şi I spre sistem $\geqslant 0{,}3$ kA (la TA 1), respectiv $I \geqslant 0{,}6$ kA (la TA 2)

— la variaţii de frecvenţă repetate (între 48,5 Hz şi 51,5 Hz, timp de 20—50 s), indicînd că grupurile TA 1 şi TA 2 au rămas în funcţionare insulară (cu consumatori cu şocuri), situaţie ce poate să apară la căderea sistemului sau a autotransformatoarelor din Barboşi sau Fileşti.

Aceste protecţii au fost completate recent (pe baza experienţei acumulate) cu următoarele protecţii:

— protecţie de frecvenţă minimă, dependentă de timp;

— protecţie contra pendulărilor lente rapide.

Pentru grupurile TA 3 şi TA 4, care aveau numai consumatori cu şocuri, s-a p ca instalaţia de separare să acţioneze cînd grupurile au rămas insular cu şocurile printr-o protecţie care să sesizeze variaţiile de frecvenţă (la fel ca la TA 1 şi TA 2), iar separarea să se facă pe serviciile interne ale grupurilor.

Apariţia unor consumatori liniştiţi pe barele de racord ale TA 3 şi TA 4 (Oţelăria 2 Siemens-Martin şi Oxigen 2) a condus la necesitatea completării protecţiilor de separare, la fel ca la TA 1 şi TA 2. În plus, odată cu acţionarea întreruptorului de separare, se dă şi comanda de deconectare a cajelor principale de la laminoare, acestea rămînînd numai cu acţionările secundare.

Avantajele acestor modificări sînt:

— grupurile TA 3 şi TA 4 se separă cu un consum mai mare, existînd probabilitatea unei reuşite mai mari a insularizării;

— se asigură funcţionarea în continuare a acţionărilor secundare de la laminoare, ceea ce

conduce la o revenire mai rapidă a procesului de producţie;

— şocurile sînt deconectate, odată cu separarea de sistem, nu după 20—50 s ca mai înainte.

Se menţionează că grupul TA 1, care are o instalaţie de separare montată din 1970, s-a separat cu succes de nenumărate ori; întreaga automatizare a lucrat corect, TA 1 s-a separat pe bara respectivă, iar TA 3 şi TA 4 pe sarcina serviciilor interne.

De menţionat că insularizarea centralei de la CCH Brăila (3×25 MW cu contrapresiune), stabilită pe baza unor probe asemănătoare celor efectuate pentru CET Galaţi şi a unor studii de detaliu privind comportarea grupurilor la avarii exterioare insulei, s-a realizat în toate cazurile cu succes. La acest combinat probele au fost de la început efectuate pe consumul industrial, ceea ce a permis şi luarea măsurilor de desensibilizare a unor consumatori, prevederea de DAS şi întocmirea unor instrucţiuni corecte.

Ca urmare a sarcinii trasate de tovarăşul Nicolae Ceauşescu la Congresul consiliilor oamenilor muncii din industrie, construcţii şi transport din 12 iulie 1977: „... crearea unor sisteme autonome la marile centre şi platforme industriale...", în anul 1977 se elaborează proiectele de execuţie pentru insularizarea tuturor centralelor de pe platformele industriale pe un consum corespunzător puterii efectiv utilizabile.

După realizarea instalaţiilor, punerea în funcţiune a acestora va necesita probe complexe CET— consumator în vederea evidenţierii tuturor măsurilor necesar a fi luate în instalaţiile producătoare şi consumatoare pentru asigurarea unei insularizări cu succes. De asemenea, prin aceste probe se vor putea verifica şi reglajele prevăzute pentru instalaţiile de insularizare, astfel ca acestea să nu se producă după deconectarea consumatorilor sau chiar a grupurilor generatoare.

Concluzii

Rolul insularizării este de a asigura, la avarii exterioare insulei (delimitată prin schema normală de funcţionare), care ar putea conduce la deconectarea grupurilor, alimentarea fără întrerupere a unui consum egal cu puterea efectiv utilizabilă a grupurilor.

Un caz particular al insularizării — de fapt o a doua treaptă a ei — îl constituie separarea grupurilor pe propriile servicii interne, în vederea repornirii rapide a centralelor.

Insularizarea reuşită a centralelor electrice de termoficare de pe platformele industriale este rezultatul colaborării strînse între furnizorul de energie şi consumator, al aplicării corecte a măsurilor rezultate ca necesare în CET şi la consumator, evidenţiate prin studii şi probe complexe.

Schemele normale de funcţionare pentru alimentarea cu energie electrică şi căldură trebuie corelate, ca să corespundă condiţiilor de insularizare. De regulă, pentru schimburi de energie electrică între sistem şi reţeaua insularizabilă reduse, cît mai aproape de zero, insularizarea se face cu succes. De asemenea favorizează insularizarea prevederea unui număr minim de întreruptoare prin care se face separarea de sistem (de preferinţă unul singur şi dacă este posibil rezervat de un alt întreruptor în serie cu acesta) şi rămînerea în insulă a unui singur grup generator.

Dată fiind variaţia continuă a consumului şi a puterii efectiv utilizabile a grupurilor, este necesar ca prin instrucţiuni de exploatare să fie precizate schemele şi automatizările de separare care trebuie să acţioneze în fiecare situaţie în parte.

De asemenea este indicat ca să fie stabilite condiţiile în care insularizarea să se facă manual, de către personalul din tură, fie în cazul neacţionării corespunzătoare a instalaţiilor de separare, fie în anumite regimuri specifice, determinate ca periculoase în anumite condiţii particulare de funcţionare a instalaţiilor (revizia unui sistem de bare, indisponibilitatea unor transformatoare etc.).

De menţionat că, în cazul pierderii stabilităţii statice sau al avariilor ca urmare a unui deficit important de putere, există un timp real suficient pentru acţionări manuale (de exemplu cazul CET Teleajen la una dintre avarii).

Bibliografie

[1] Albert, H., Creţu, Gh. şi Groza, L. *Unele aspecte ale influenţei reciproce dintre consumatorii industriali şi sistemul energetic, evidenţiate prin probe, măsurători şi calcule.* Sesiunea tehnico-ştiinţifică ISPE, 1971.

[2] Creţu, Gh. *Şocurile de putere produse de laminoare, efectul şi modul lor de repartiţie pe sistem şi pe maşinile electrice locale.* În: Energetica nr. 7, 1971.

[3] Drăgan, D. şi Creţu, Gh. *Determinarea din probe a parametrilor RAV şi RAT la grupul de 100 MV de la CET Galaţi; influenţa lor asupra comportării grupului în regimuri dinamice.* În: Energetica nr. 2, 1972.

[4] Creţu, Gh. *Probele efectuate la grupurile de 60 şi 100 MW de la CET Galaţi.* În: Energetica nr. 5, 1972.

[5] Albert, H. şi Creţu, Gh. *Asigurarea continuităţii în alimentarea consumatorilor industriali prin insularizare.* A III-a Conferinţă a electricienilor, septembrie1972.

Unele aspecte referitoare la funcționarea insulară a grupurilor din centralele termoelectrice cu consumul platformelor industriale învecinate

ing. D. Mihăilescu,
ing. L. Canciu,
ing. I. Rențea,
ing. P. Giuvelea*)

În vederea favorizării reușitei procesului de insularizare a unor consumatori industriali din vecinătatea centralelor termoelectrice, sînt necesare o serie de modificări în schemele electrice și termice ale centralelor. Principalele criterii care stau la baza alegerii schemelor electrice și termice ale unei platforme energetice formată din unități producătoare și consumatoare de energie sînt următoarele :

1. Legătura electrică între platforma energetică și sistemul energetic se va face printr-un număr redus de întreruptoare, astfel încît automatica de separare să fie relativ simplă și sigură.

2. Instalația automată de separare trebuie să asigure funcționarea insulară a platformei energetice în cazul unor avarii în sistem. Comanda de separare se dă funcție de variațiile parametrilor U, f și derivata frecvenței.

3. Sarcina electrică și termică a consumatorilor ce urmează să fie alimentați în insulă trebuie să fie cît mai apropiată de sarcina generatoarelor în regimul anterior insularizării, astfel ca, în cazul separării, regimul tranzitoriu de restabilire a frecvenței și tensiunii în insulă să fie cît mai redus atît ca amplitudine cît și ca durată.

4. În cazul în care sarcina electrică și termică a consumatorului depășește în regimul anterior insularizării sarcina generatoarelor, va trebui ca echilibrarea energiei produse cu cea consumată să fie asigurată de acționarea DAS-urilor montate la consumator, care să acționeze simultan cu instalația automată de separare de sistem.

5. Pentru a se asigura stabilitatea funcționării în insulă se interzic variațiile mari de sarcină, în care scop se introduc o serie de restricții, ca blocarea AAR și evitarea pornirii de echipamente mari în insulă.

6. Schema electrică și termică în care alimentarea insulei se face cu un singur generator este mai sigură decît schema care determină insularizarea mai multor generatoare cuplate pe o bară comună. În acest ultim caz pot să apară pendulații mari de putere datorită neidentității caracteristicilor regulatoarelor de turație și tensiune, precum și a parametrilor generatoarelor care funcționează în paralel. Sînt însă frecvente situațiile în care sarcina electrică și termică solicitată de consumator nu poate fi asigurată decît de mai multe generatoare cuplate pe o bară comună, lucru care impune să se ia în considerare și adoptarea unor astfel de scheme.

7. Trecerea la funcționarea insulară este reușită dacă pe parcursul fenomenului tranzitoriu, atunci cînd se produc variații de sarcină, variații de tensiune și de frecvență în insulă, acestea nu conduc la deconectarea consumatorilor. Se au în vedere atît consumatorii din serviciile proprii ale blocurilor insularizate, cît și consumatorii platformei industriale. Menținerea în funcționare insulară depinde de capacitatea regulatoarelor de tensiune și turație de a menține în limite admisibile tensiunea și frecvența la variații normale de sarcină la consumator.

8. Acțiunea de insularizare este încheiată cu succes dacă, după restablirea condițiilor normale ale sistemului energetic național, se poate resincroniza insula fără perturbații care să ducă la deconectarea consumatorilor.

Deoarece reușita procesului de insularizare depinde de o multitudine de factori aleatorii, pentru definitivarea schemelor electrice și termice ale platformelor energetice, precum și pentru stabilirea variațiilor maxime de sarcină admise după stabilirea regimului în insulă, trebuie executate probe pe viu. Evident că pentru verificarea comportării echipamentului producător-consumator aceste probe trebuie să se facă pe consumatorul real destinat insularizării.

Asigurarea tehnică a efectuării acestor probe, precum și interpretarea datelor rezultate au constituit sarcina ICEMENERG. Pînă în prezent ICEMENERG a efectuat probe pe viu la următoarele platforme energetice : Pitești, Galați, Brazi, Oradea și Iași. Probele s-au efectuat cu următoarele grupuri : CET Pitești — TA1 — 12 MW, TA2—12 MW ; CET Brazi — TA2—50 MW, TA3 — 50 MW ; CET Galați— TA1 — 50 MW, TA2—100 MW ; CET Oradea — TA1 — 25 MW, TA2—25 MW ; CET Iași — TA1—25 MW.

În cadrul acțiunii de insularizare a platformelor industriale au fost efectuate următoarele categorii de probe :

a) Probe de separare de sistem a blocului cu aruncări de sarcină de maximum 20% din puterea nominală a mașinii. În cadrul acestei categorii de probe, în general regulatoarele de tensiune și turație au funcționat normal, fără a se observa șocuri de tensiune sau creșteri deosebit de mari ale turației. Excepție a făcut prima probă efectuată la blocul 1 de 25 MW de la Oradea, la care după o aruncare de sarcină de 4 MW, datorită faptului că roata sincronizatorului se afla la capăt de cursă, regulatorul de turație era scos din domeniul de sensibilitate și turbina a declanșat prin supraturație. La

*) Autorii lucrează la ICEMENERG.

repetarea probei mașina s-a comportat normal.

b) Probe de separare de sistem a blocului cu aruncarea sarcinii pe serviciile proprii. Blocurile cu care s-au efectuat aceste categorii de probe s-au comportat normal în general, adică după aruncarea sarcinii turația a crescut și regulatorul de turație a reușit să aducă în scurt timp turația în limite admisibile. La generatorul 1 de 25 MW de la Oradea, la o aruncare a sarcinii de la 25 MW la 3 MW (sarcina serviciilor interne), turația a crescut de la 2963 ture/min la 3112 ture/min și s-a menținut cu oscilații neamortizate între 3045 și 3077 rot/min.

La generatorul 2 de 25 MW de la CET Oradea, la aruncarea sarcinii de la 23 MW la 2 MW (sarcina serviciilor proprii), turația a crescut de la 2974 ture/min la peste 3254 ture/min, cînd a lucrat protecția de supraturație treapta I și a declanșat turbina.

c) Porniri de motoare în insulă. Acestea au fost efectuate la CET Galați, CET Iași și CET Oradea.

La CET Galați pe blocul nr. 1 de 60 MW au fost pornite motoare sincrone și asincrone de pînă la 4 MW. Căderea de tensiune maximă la pornirea unei electropompe de alimentare de 4 MW a fost de 17 %, tensiunea pe bare ajungînd la 5200 V.

Pe blocul 2 de 100 MW de la CET Galați, încărcat la 45 MW, au fost pornite motoare asincrone, dintre care cel mai mare a fost o electropompă de alimentare de 4 MW. Căderea de tensiune a fost de 15%. La pornirea unui motor de 9 MW din C.S. Galați, căderea de tensiune pe bare a fost mai mică, datorită reactanțelor mari înseriate pe circuitul electric între motor și sursă. Durata procesului tranzitoriu de pornire a fost mult mărită.

La CET Iași și CET Oradea, la pornirea electropompelor de alimentare, căderile de tensiune s-au menținut în limite admisibile.

d) Scăderea frecvenței blocului cînd acesta își alimentează serviciile proprii. În cadrul acestei categorii de probe cu generatorul funcționînd insular pe serviciile proprii (deci sarcină redusă pe mașină) s-a scăzut frecvența pînă la circa 47 Hz. Deși presiunea de refulare la electropompa de alimentare a scăzut, nu s-au produs declanșări ale blocului, dată fiind sarcina redusă a generatorului, deci a cazanului.

e) Separarea a două blocuri în paralel pe o anumită sarcină. Această probă a fost efectuată la CET Pitești-sud, unde au fost separate insular două blocuri de 12 MW pe serviciile interne. Datorită neidentității caracteristicilor regulatoarelor de turație (observată și la aruncările de sarcină efectuate cu fiecare generator în parte), una dintre mașini s-a încărcat preluînd toată sarcina, iar cealaltă s-a descărcat. Manual a putut fi încărcată și cea de-a doua mașină, funcționarea în paralel a celor două generatoare fiind satisfăcătoare. De asemenea proba a fost efectuată și la CET Brazi, unde generatoarele își alimentau serviciile proprii prin derivațiile de la borne, mașinile fiind în paralel pe bara de 35 kV prin transformatoarele de bloc. În această situație, la separarea de sistem mașinile au rămas încărcate aproximativ cu sarcina serviciilor proprii, existînd și o circulație de putere între mașini (de valoare oscilantă).

Observații și concluzii

Deși probele de insularizare au fost efectuate numai la o parte din obiectivele propuse a se separa de sistem în caz de necesitate, se pot trage anumite concluzii, care vor fi completate pe măsură ce vor fi efectuate probe la celelalte platforme.

— S-a observat că nu în toate cazurile regulatorul automat de viteză a reușit să mențină turația mașinii în limite admisibile. Aceasta s-a datorat reglajelor necorespunzătoare ale regulatorului, și nu concepției acestuia, deoarece la mașini identice cu regulatoare identice răspunsul a fost diferit, deși perturbațiile au fost asemănătoare. Se impune deci o verificare și reglare corespunzătoare pentru toate regulatoarele de turație a blocurilor ce vor fi insularizate.

— În cazul în care două sau mai multe mașini vor trebui să rămînă în paralel în insulă, este necesar ca regulatoarele de viteză ale mașinilor să fie astfel acordate, încît fiecare mașină să se încarce proporțional cu puterea nominală și să nu apară pendulații între generatoare.

— În cadrul probelor de funcționare a platformei cu frecvență scăzută s-a verificat numai comportarea echipamentului din centrală.

În urma probelor a rezultat o funcționare corespunzătoare a echipamentului din centrală, chiar la o scădere a frecvenței pînă la circa 47 Hz.

Pentru a cunoaște situația pe platformă în momentul acționării instalației de separare de sistem (frecvență scăzută și tensiune scăzută), este necesar să se cunoască și comportarea consumatorului la frecvență și tensiune scăzute. În acest scop se impune ca probele de funcționare cu frecvență scăzută ce vor fi efectuate în continuare să fie extinse și la consumatorii de pe platformă.

— Pornirile de motoare în insulă și transferurile prin AAR pe insulă efectuate pînă în prezent nu au pus probleme deosebite, deoarece înaintea efectuării probei sarcina mașinii a fost astfel stabilită încît să poată fi preluată și sarcina suplimentară.

Căderea de tensiune s-a menținut în limite admise.

— În cadrul probelor, regulatoarele automate de tensiune au lucrat bine.

După efectuarea probelor la toate platformele energetice destinate a funcționa insular în cazul unei avarii în sistem, analizînd rezultatele obținute, proiectantul va putea decide asupra măsurilor ce trebuie luate pentru ca în caz de necesitate insularizarea să fie reușită.

După dotarea cu instalații de separare a platformelor energetice, vor fi efectuate probe de punere în funcțiune în scopul verificării comportării acestora.

Metodă de apreciere a temperaturii materialului țevilor suprafețelor de schimb de căldură ale cazanelor de abur în condiții concrete de funcționare

ing. **O. Pavnotescu,**
ing. **C. Răducanu**
și ing. **E. Valea***)

Ca urmare a tendințelor actuale în proiectarea, construcția și exploatarea echipamentelor energetice (creșterea puterilor unitare, creșterea parametrilor aburului și utilizarea combustibililor inferiori) care au ca scop creșterea economicității, solicitările la care utilajele sînt supuse în timpul funcționării cresc în amplitudine și complexitate, afectîndu-le fiabilitatea.

În domeniul cazanelor de abur, creșterea presiunii și mai ales a temperaturii aburului conduce la funcționarea oțelului într-un domeniu apropiat de limitele impuse de constructor.

Unele deficiențe în exploatarea instalației (apărute ca urmare a unor manevre incorecte sau a variațiilor calității combustibilului) generează șocuri sau pulsații care pot împinge pentru o perioadă oarecare de timp regimul de funcționare a metalului țevilor din cazan în domeniul prohibit.

Aceasta poate conduce la schimbări ireversibile în microstructura materialului, la modificarea caracteristicilor de rezistență ale acestuia și deci la micșorarea duratei sale de viață.

Toate acestea conduc la necesitatea cunoașterii cu precizie a temperaturii metalului suprafețelor de schimb de căldură în special la supraîncălzitoarele finale (primare și intermediare), atît pentru regimurile constante de funcționare, cît și pentru cele variabile.

Determinarea temperaturii reale a peretelui metalic al țevii se poate face prin măsurare directă, prin montarea unui termoelement foarte subțire în interiorul peretelui metalic, în zona spălată de gazele de ardere. Metoda de montare a termoelementului introduce erori sistematice, ale căror valori sînt foarte greu de determinat (necesită experimentări complicate, de lungă durată). Pe plan mondial, în domeniul respectiv nu s-a depășit stadiul de încercări.

Pe de altă parte, calculul bazat pe valori medii (aplicat în proiectare la dimensionarea instalației) nu asigură exactitatea cerută de apropierea de limitele rezistenței la fluaj și nu ține seamă de neuniformitățile reale de flux termic, circulație etc.

De aceea, avînd în vedere necesitatea determinării rapide a temperaturii de lucru pentru suprafețele de schimb de căldură ale cazanelor la care se înregistrează spargeri frecvente de țevi, se propune o metodă mixtă, care cuprinde măsurători asupra instalației, cît și prelucrarea datelor primare rezultate din aceste măsurători.

Se pornește de la măsurarea profilului temperaturilor aburului în lungul colectorului pe toată lungimea acestuia, măsurătoare care nu necesită materiale speciale și este suficient de precisă, întrucît se face în afara drumului de gaze de ardere, în „camera moartă" a cazanului.

Pe baza acesteia se poate determina gradul de neuniformitate a temperaturii la ieșirea din registrul de țevi. Datorită schemei de curgere prin registrul de țevi (care poate fi tip U, Z, H etc.), debitul de abur prin fiecare țeavă diferă, funcție de mărimea și sensul pierderilor de presiune în distribuitor, țevi și colector.

Astfel, se definește gradul de neuniformitate a curgerii prin registru, care se poate aprecia printr-un calcul hidraulic aplicat registrului de țevi, pornind de la caracteristicile geometrice ale acestuia.

Dacă se ține seama și de neuniformitatea cîmpului de temperaturi al gazelor de ardere (determinată de schimbul de căldură în focar, configurația încărcării arzătoarele și pătrunderile de aer fals), rezultă că, prin suprapunerea efectelor, cantitatea de căldură preluată de aburul care circulă printr-o țeavă va fi de asemenea neuniformă, deci se definește gradul de neuniformitate a fluxului termic preluat de țevi.

Coeficienții care definesc aceste trei neuniformități în raport cu valorile medii sînt legați între ei printr-o relație liniară implicită, fiecare dintre ei putînd fi explicitat în funcție de ceilalți doi.

Rezultă o ecuație cu trei variabile, din care se determină experimental una dintre ele (coefi-

*) Autorii lucrează la ICEMENERG.

cientul de neuniformitate a temperaturii aburului la ieșirea din țevi). Rezolvarea ecuației se face prin folosirea unor condiții suplimentare.

Notațiile folosite sînt :

t_1 — temperatura aburului la intrarea în registru, °C

t_2 — temperatura aburului la ieșirea din registru, °C

w — viteza fluidului ce curge prin registru, m/s

D_{id} — diametrul interior al distribuitorului, m

D_{ed} — diametrul exterior al distribuitorului, m

D_{ic} — diametrul interior al colectorului, m

D_{ec} — diametrul exterior al colectorului, m

d_i — diametrul interior al țevii, m

d_e — diametrul exterior al țevii, m

n — numărul de țevi din registru

α_2 — coeficientul de convecție de la țeavă la abur, kcal/m² · h · grd

v — volumul specific al fluidului, m³/kgf

l — lungimea medie a serpentinelor registrului, m

i_1 și i_2 — entalpiile aburului la intrare, respectiv ieșire, kcal/kgf

Notînd cu q_{md} cantitatea de căldură medie preluată de aburul dintr-o țeavă, se calculează cantitatea de căldură preluată pe registru :

$$Q = \int_0^1 q \, \mathrm{d}x = N \frac{w_{md} \cdot \pi \cdot \mathrm{d}i^2}{4 \cdot v_{md}} (i_{2\,md} - i_{1\,md}) \tag{1}$$

De unde

$$q_{md} = \frac{Q}{n} \tag{2}$$

$$q = \frac{w_j \cdot \pi \cdot di^2}{4\, v_{md}} (i_{2j} - i_{1\,md}) \tag{3}$$

$$\frac{q_j}{q_{md}} = \frac{w_j}{w_{md}} \cdot \frac{i_{2j} - i_{1md}}{i_{2md} - i_{1md}} \tag{4}$$

Coeficienții de neuniformitate hidraulică (de flux și temperatură) se definesc astfel :

$$\varphi_j = \frac{w_j - w_{md}}{w_{md}} \quad (j = 1, \ldots, n) \tag{5}$$

$$\mu_j = \frac{q_j - q_{md}}{q_{md}} \quad (j = 1, \ldots, n) \tag{6}$$

$$\psi_j = \frac{i_{2j} - i_{2md}}{i_{2md}} \quad (j = 1, \ldots, n) \tag{7}$$

Rezultă :

$$i_{2j} - i_{1md} = \frac{q_j}{q_{md}} \frac{w_{md}}{w_j} (i_{2md} - i_{1\,md}) = \frac{1 + \mu_j}{1 + \varphi_j} (i_{2md} - i_{1md}) \tag{8}$$

Pe de altă parte, se poate scrie :

$$\psi_j = \frac{i_{2md} - i_{1md}}{i_{2md}} \frac{\mu_j - \varphi_j}{1 + \varphi_j} \tag{9}$$

Vom nota :

$$a = \frac{i_{2md} - i_{1md}}{i_{2md}} \tag{10}$$

De aici rezultă relația implicită

$$\psi_j = a \frac{\mu_j - \varphi_j}{1 + \varphi_j} \tag{11}$$

Din graficul temperaturilor de ieșire măsurate se propune o valoare aproximativă pentru temperatura medie t_{2md}, iar apoi se calculează ψ_j și valoarea a.

În prima aproximație se consideră valorile φ_j obținute din calculul hidrodinamic și se calculează valoarea :

$$\mu_j = \frac{\psi_j(1 - \varphi_j)}{a} - \varphi_j \; (j = 1, \ldots, n) \tag{12}$$

Se recalculează t_{2md} ca medie ponderată ținînd seama de debitele pe fiecare țeavă :

$$t_{2md} = \frac{\Sigma \varphi_j t_{2j}}{\Sigma \varphi_j} \tag{13}$$

Rezultă o serie de valori pentru ψ_j, din care se vor calcula, din relația (11), noile valori ale funcției φ_j, ținînd seamă de valorile din iterația precedentă pentru μ_j, obținute cu relația (12). Se aplică aceeași corecție de alură pentru graficul valorilor φ_j, după care se reclaculează μ_j.

Calculul se repetă pînă cînd valoarea $t_{2\,md}$ de intrare diferă de cea de ieșire din iterație cu o valoare propusă și de asemenea diferența maximă între valorile de intrare și ieșire din iterație ale lui φ_j este mai mică decît aceeași eroare propusă. Se înțelege că astfel și valorile lui μ_j și ψ_j respectă relația (11).

După obținerea valorilor acestor coeficienți se trece la calculul gradienților de temperatură în pereții fiecărei țevi a registrului. Căderea de temperatură de la peretele interior la abur este

$$\Delta t_{1j} = \frac{d_e}{d_i} \cdot \frac{q_j}{\alpha_{2j}} = \frac{de}{di} \cdot k_{real} \cdot q_{md} \frac{1 + \mu_j}{\alpha_{2j}} \tag{14}$$

Căderea de temperatură în grosimea peretelui țevii este :

$$\Delta t_{2j} = \frac{d_e}{2\lambda_m} q \ln \frac{d_e}{d_i} = k_{real} \cdot q_{md} \frac{d_e}{2\lambda_m} (1 + \mu_j) \frac{d_e}{d_i} \tag{15}$$

Temperatura medie a peretelui țevii (în fibra medie) rezultă :

$$t_{mpj} = t_{abj} + \Delta t_{1j} + \frac{1}{2} \Delta t_{2j} \tag{16}$$

Coeficientul k_{real} se definește ca fiind raportul

$$k_{real} = \frac{q_{real}}{q_{md}} \tag{17}$$

Ecuația criterială folosită în calculul coeficientului de convecție de la țeavă la abur este :

$$\mathrm{Nu} = 0{,}021 \cdot \mathrm{Re}^{0{,}8} \cdot \mathrm{Pr}_a^{0{,}43} \left(\frac{\mathrm{Pr}_p}{\mathrm{Pr}_a}\right)^{0{,}25}, \tag{18}$$

de unde rezultă :

$$\alpha_{2j} = \frac{\lambda_{ab} \cdot \mathrm{Nu}}{d_i} \tag{19}$$

În continuare se notează

E — modulul de elasticitate al oțelului la temperatura respectivă ;
α^* — cieficientul de dilatare volumetrică
μ^* — coeficientul lui Poisson
p — presiunea interioară în țeavă

$$u_0 = \frac{d_e}{d_i} \tag{20}$$

$$u = \frac{d_e}{d} \tag{21}$$

$$k = \frac{\alpha^* E}{2(1 - \mu^*)}$$

Cu aceste notații, valoarea eforturilor tangențiale, axiale și radiale datorite presiunii, la diametrul d, rezultă

$$\sigma_{p \cdot t} = p \frac{u^2 + 1}{u_0^2 - 1} \tag{22}$$

$$\sigma_{p \cdot z} = p \frac{1}{u_0^2 - 1} \tag{23}$$

$$\sigma_{p \cdot r} = p \frac{u^2 - 1}{u_0^2 - 1} \tag{24}$$

În aceleași puncte, eforturile datorite gradientului de tempetatură din perete :

$$\sigma_{w \cdot t} = k \Delta t_{2j} \left(\frac{\ln u - 1}{\ln u_0} + \frac{u^2 + 1}{u_0^2 - 1} \right) \tag{25}$$

$$\sigma_{w \cdot z} = k \Delta t_{2j} \left(\frac{2 \ln u - 1}{\ln u_0} + \frac{2}{u_0^2 - 1} \right) \tag{26}$$

$$\sigma_{w \cdot r} = k \Delta t_{2j} \left(\frac{\ln u}{\ln u_0} - \frac{u^2 - 1}{u_0^2 - 1} \right) \tag{27}$$

Eforturile totale vor fi :

$$\begin{aligned} \sigma_t &= \sigma_{p \cdot t} + \sigma_{w \cdot t} \\ \sigma_z &= \sigma_{p \cdot z} + \sigma_{w \cdot z} \\ \sigma_r &= \sigma_{p \cdot r} + \sigma_{w \cdot r} \end{aligned} \tag{28}$$

Efortul unitar echivalent :

$$\sigma_{ech} = \sqrt{\sigma_t^2 + \sigma_z^2 + \sigma_r^2 - \sigma_t \sigma_z - \sigma_z \sigma_r - \sigma_r \sigma_t} \tag{29}$$

Eroarea totală de determinare a temperaturii metalului însumează eroarea de măsură a temperaturii aburului, care poate fi redusă prin măsuri adecvate (și se poate deci considera neglijabilă), și erorile introduse prin calculul gradientului de temperatură de la abur la metal (care devine mică dacă se folosește o schemă de măsură de precizie a parametrilor aburului — debit, presiune, temperatură).

Valoarea coeficientului k_{real} se poate stabili prin calculul schimbului de căldură gaze-abur în lungul unei serpentine oarecare a schimbătorului de căldură studiat.

Rezultă că valorile obținute pentru temperatura metalului sînt suficient de apropiate de cele reale.

Cît privește mărimea rezistenței admisibile pentru durata de viață garantată, se știe că în standarde se dau valorile medii ale acestei mărimi cu caracter aleatoriu.

Considerînd un coeficient de siguranță $c_s = 1{,}6$, durata de viață efectivă a materialului țevilor rezultă din diagrama $\tau = f(t, \sigma)$ existentă în standarde, în funcție de valorile t_p și $1{,}6\ \sigma_{ech}$

Cu toate că normele actuale prevăd calculul de dimensionare a țevilor în funcție de valorile temperaturii și solicitărilor în fibra medie, se recomandă ca perechea de valori t_p și σ_{ech} să fie raportată la suprafața interioară a peretelui țevii, care prezintă situația cea mai dezavantajoasă din punctul de vedere al eforturilor mecanice datorite presiunii interioare și gradientului de temperatură în perete.

Considerații privind mărirea siguranței în funcționare a instalațiilor electrice din industria chimică, prin aplicarea unor soluții tehnice noi

ing. Fl. Ciurel,
ing. N. Mironescu,
ing. C. Mihală*)

Spre deosebire de alte instalații industriale, consumatorii din cadrul industriei chimice se caracterizează prin :

— puteri absorbite importante ;

— exigențe mari în continuitatea funcționării, respectiv daune importante în cazul nelivrării energiei electrice (care uneori este utilizată chiar ca materie primă) ;

— mediu de lucru corosiv și/sau periculos din punct de vedere al exploziilor și incendiilor.

Aceste caracteristici, împreună cu altele (cu pondere mai mică) mai puțin importante, se găsesc în proporții diferite de la un specific de producție la altul, și de aceea ele trebuie considerate pentru fiecare tip de producție în parte. Ca exemplu, se menționează :

a) În industria petrochimică, secțiile în care se vehiculează hidrocarburi aromatice prezintă locuri periculoase pentru cablurile electrice cu izolație și manta de PVC, întrucît acest material este dizolvat de hidrocarburile aromatice. De aceea se impun măsuri speciale pentru împiedicarea acțiunii distructive sus-menționate.

b) Multe fabricații din rafinării și petrochimice prezintă medii cu pericol de explozie, chiar în cazul în care majoritatea utilajelor sînt amplasate în aer liber. În aceste situații trebuie luate în considerare soluțiile cele mai potrivite pentru alegerea echipamentelor și pentru crearea unor condiții de exploatare cît mai lesnicioase.

c) Unități chimice de prelucrare unde mediul de lucru este, în cea mai mare parte a secțiilor, de categoria E II (praf combustibil), conform normativului I.D. 17, și umed în restul secțiilor, ceea ce impune măsuri speciale pentru sistemele de distribuție și echipamentele electrice.

În afara aspectelor cu caracter particular sus-amintite, trebuie menționată necesitatea coordonării soluțiilor proiectate de furnizorul energiei electrice cu soluțiile proiectate de utilizatorul energiei electrice. Această coordonare trebuie să pună de acord fiabilitatea celor două sisteme : cel de alimentare cu energie electrică și cel de utilizare a acestei energii, ambele corespunzînd optimului economic pe ansamblul funcțional considerat.

*) Autorii lucrează la IIPTIC — București.

Din totalul consumatorilor de energie electrică de pe marile platforme industriale ale industriei chimice, consumatorii de diversele categorii în ceea ce privește exigența continuității de funcționare se împart în clasele de importanță definite de normativul PE-124, în proporțiile de mai jos.

Categoria	% din consum
0	1 ... 10
1	60 ... 90
2	20 ... 40
3	5 ... 10

Sursele de alimentare a acestor categorii de consumatori trebuie să fie potrivit alese din punctul de vedere al fiabilității, corespunzător exigențelor consumatorilor respectivi. Se pot desprinde următoarele caracteristici principale :

Consumatorii de categoria 0

— Se caută toate măsurile de natură tehnologică, sau de altă natură, a căror aplicare poate conduce la diminuarea necesarului de energie electrică și/sau la mărirea pauzei admisibile a alimentării cu energie electrică.

Aplicarea acestor măsuri conduce la :

— mărirea gradului de siguranță în funcționare ;

— reducerea costului grupului de intervenție propriu, prin reducerea puterii sale și prin evitarea utilizării unui grup de tip no-break sau cu pornire sub sarcină automată.

Ca exemple de măsuri „de altă natură", pe lîngă cele de „natură tehnologică", se menționează :

— înlocuirea acționării cu electromotor prin acționare cu turbină cu abur ;

— înlocuirea motoarelor de c. a. prin motoare de c. c. la acționarea electropompelor de ungere a lagărelor agregatelor de putere mare, a căror inerție mare prelungește timpul de oprire pînă la ordinul mai multor minute, în care lipsa ungerii lagărelor ar conduce la griparea acestora, sau

— introducerea unor rezervoare de ulei montate la înălțime corespunzătoare față de lagărele pe care uleiul trebuie să le ungă sub presiunea corespunzătoare necesară evitării fenomenului de gripare.

Consumatorii de categoria I

Așa cum rezultă din tabelul de mai sus, acești consumatori reprezintă majoritatea consumului din platformele industriale ale unităților chimice de producție. Pe lîngă puterile mari necesare, acești consumatori provoacă — prin oprirea lor — daune foarte mari și de cele mai multe ori neproporționale cu duratele întreruperilor, cu cît acestea din urmă cresc. Faptul se explică,

pe de o parte, prin inerţia termică mare a fluidelor cuprinse în proces şi a utilajelor care conţin aceste fluide şi, pe de altă parte, prin limitele foarte înguste de variaţie a parametrilor tehnologici care pot fi admise fără să se ajungă la diminuarea sensibilă a calităţii produselor finale ale proceselor. Soluţia uzuală pentru alimentarea acestor consumatori este de a se asigura alimentarea lor din sistem : pe două căi diferite, din staţii de sistem avînd amplasamente distincte. Practica a demonstrat că de multe ori sistemul s-a comportat ca o sursă unică de energie, întrucît apariţia unor perturbări majore în sistem (prăbuşiri în lanţ ale surselor de energie) a condus la nelivrarea energiei electrice în zone teritoriale întinse şi foarte întinse.

De aceea se propune să se dea cea mai mare atenţie surselor proprii de alimentare cu căldură şi cu energie electrică ce se construiesc în mai toate cazurile pe platformele industriale ale chimiei. Atenţia proiectanţilor la concepţia caracteristicilor tehnice ale agregatelor de producere a aburului şi a energiei electrice trebuie să se îndrepte în primul rînd asupra siguranţei în funcţionare, şi numai după examinarea acestui aspect se vor considera alte criterii de alegere a caracteristicilor tehnice.

În principiu se recomandă ca sursa proprie de energie electrică să fie proiectată şi exploatată ca sursă de bază, iar sistemul energetic ca sursă de rezervă — pentru consumatorii de categoria I. Sistemul poate servi ca sursă de bază (şi unică) numai pentru consumatorii de categoriiile II şi III.

În cazurile în care se montează o legătură între reţeaua de distribuţie a energiei consumatorilor de categoria I şi sistem (cu scopul măririi stabilităţii de funcţionare a agregatelor proprii la apariţia unor defecte în sistemul intern), este necesar ca în exploatarea normală să nu existe schimb de putere cu sistemul prin această legătură. Ea va fi prevăzută cu protecţii adecvate pentru asigurarea unei insularizări eficiente în cazul apariţiei unor defecte majore în sistem.

Reţeaua de distribuţie uzinală se face în mod uzual de tip dublu radial pentru consumatorii de categoriile zero şi I, de tip simplu sau dublu radial pentru consumatorii de categoria II şi de tip simplu radial sau buclat pentru consumatorii de categoria III.

Din punctul de vedere al tipurilor de echipamente şi materiale cu caracteristici deosebite, se utilizează, în cadrul instalaţiilor interioare de distribuţie, tipuri noi cu grad sporit de siguranţă în funcţionare.

Din experienţa de proiectare a IITPIC, se redă în cele ce urmează o soluţie de distribuţie electrică cu conductoare izolate Discond, soluţie fundamentată pe cunoaşterea comportării în exploatare a anumitor tipuri de materiale şi echipamente în condiţiile specifice concrete ale unor instalaţii chimice. Acest sistem a fost proiectat special pentru industria de prelucrare chimică, pentru acţionări individuale de puteri mici şi mijlocii, dar poate avea o varietate de aplicaţii şi în alte ramuri industriale.

Sistemul de distribuţie Discond constă în principiu în realizarea unor magistrale de curent formate din ţevi dreptunghiulare STAS 7941 — 67, în care sînt introduse conductoare izolate de aluminiu sau cupru de tip Af, AFy, respectiv F, Fy. Racordarea consumatorilor la magistrale se face cu ajutorul unor cutii capsulate.

Magistralele astfel create sînt amplasate în imediata apropiere a consumatorilor, prin montarea lor la cîţiva metri deasupra pardoselii, putînd fi sprijinite pe ţevi metalice încastrate în pardoseală sau ancorate de elementele de rezistenţă ale clădirii prin tendoane de oţel (fig. 1 şi 2).

Structurile acoperişurilor sînt în general capabile să suporte sarcinile date de Discond, soluţie care fără îndoială dă şi flexibilitatea necesară sistemului de distribuţie faţă de cele mai frecvente schimbări.

Avantajele sistemului Discond

— siguranţă mare în funcţionare ;
— costuri scăzute comparativ cu soluţiile practicate în prezent ;
— eliminarea tablourilor secundare de distribuţie şi a cablurilor electrice dintre aceste tablouri şi consumatori ;
— reducerea pierderilor de energie electrică în reţele;
— posibilitatea refolosirii magistralelor de curent în cazul reamplasării utilajelor tehnologice sau al modernizăriilor secţiilor de producţie ;
— eliminarea folosirii canalelor de cabluri şi a spargerilor în pardoseală ;
— posibilitatea realizării magistralelor direct pe şantier, folosindu-se în exclusivitate elemente tipizate aflate în producţia curentă a întreprinderilor de specialitate ;
— montaj relativ simplu ;
— exploatare şi întreţinere uşoară.

Tipuri şi elemente constructive

În funcţie de caracteristicile tehnice ale receptoarelor electrice instalate în unităţile chimice s-au proiectat magistrale pentru diverse trepte de curent. S-au prevăzut în acest scop ţevi dreptunghiulare din producţia curentă a R.S.R.

Pentru executarea derivaţiilor din magistrale la fiecare consumator se utilizează cutii capsulate în construcţie standardizată, avînd pereţii laterali nedecupaţi.

Decupările se execută pe şantier potrivit dimensiunilor tuburilor magistrale, iar îmbinările între tuburi şi cutii se fac prin sudură continuă.

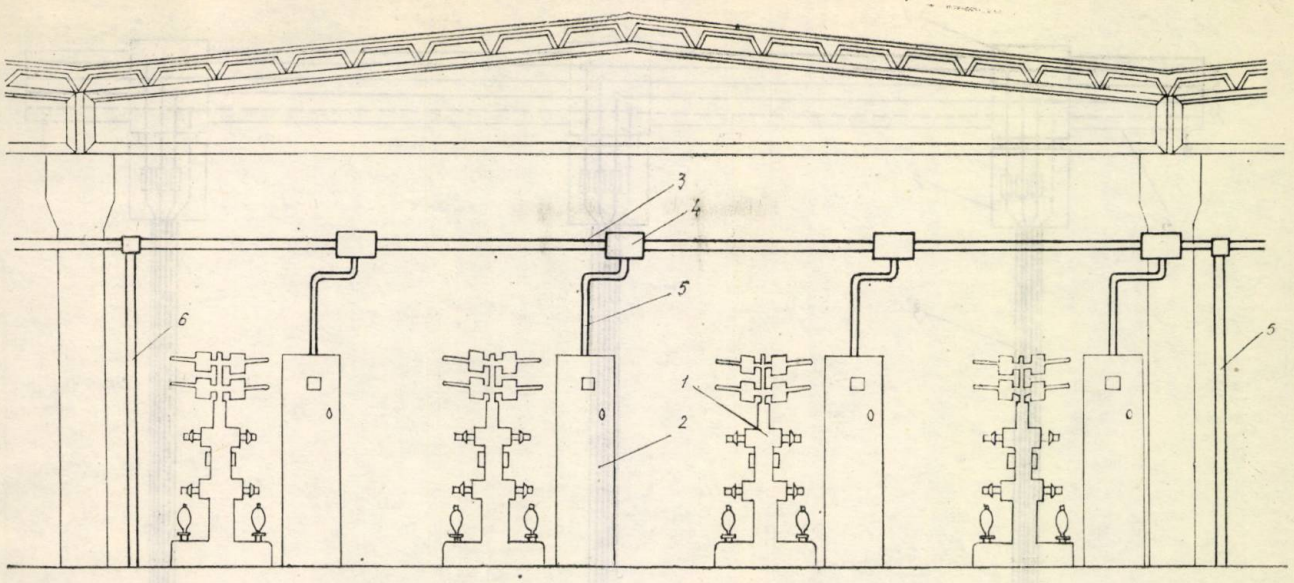


Fig. 1 :
1 – utilaj deservit; *2* – tablou electric al utilajului; *3* – magistrala de curent; *4* – cutie de derivaţie şi siguranţe; *5* – racord electric la consumator; *6* – elemente de susţinere ale magistralei de curent.

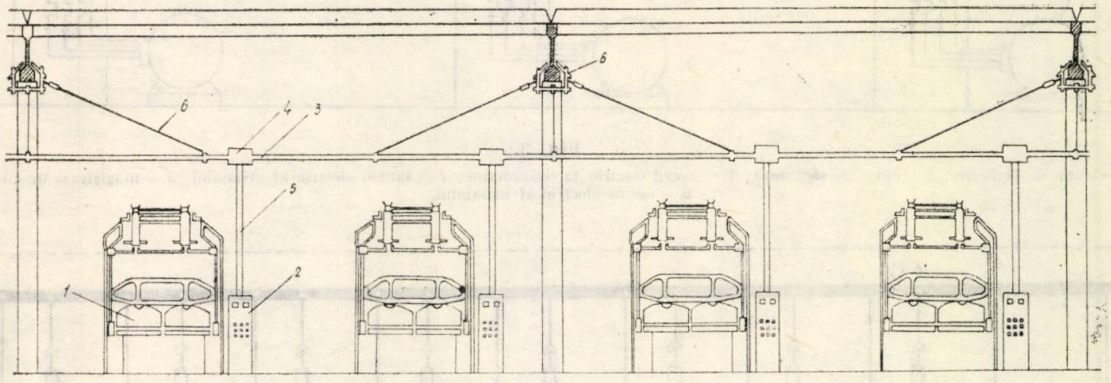


Fig. 2 :
1 – utilaj deservit; *2* – tablou electric al utilajului; *3* – magistrala de curent; *4* – cutie de derivaţie şi siguranţe; *5* – racord electric la consumator; *6* – elemente de susţinere ale magistralei de curent.

Derivaţiile se realizează prin cleme de derivaţie demontabile STAS 6731 — 63, dezizolînd conductoarele magistralelor (fără secţionarea acestora) pe porţiunile necesare.

Cutiile cu elementele de protecţie aferente circuitelor racordate la magistrală pot fi plasate fie lîngă magistrală, împreună cu cutiile de derivaţie, fie lîngă tablourile receptoarelor electrice.

În scopul asigurării unui montaj uşor, magistralele se vor realiza din tronsoane de diverse mărimi, funcţie de condiţiile de lucru, respectiv de amplasarea receptoarelor.

Pentru îmbinarea acestora se vor folosi cutii de joncţiune în execuţie tipizată (T.I.A.B., I.A.E.C., E.A. etc.).

Conductoarele de fază vor fi de tipul AF—500, dimensionate corespunzător sarcinii consumatorilor alimentaţi.

Nulul de lucru sau de protecţie poate fi constituit din carcasa metalică a magistralelor de curent, asigurîndu-se în prealabil continuitatea galvanică a acestora prin sudarea tronsoanelor componente sau executarea de punţi de legătură.

Desigur că se pot folosi pentru nulul de lucru sau protecţie şi conductoare electrice montate în aceeaşi carcasă cu conductoarele de fază şi dimensionate conform STAS 6616—69 (fig. 3).

Sistemul Discond a fost proiectat să asigure mijloace eficiente şi flexibile ale distribuţiei de putere, fără a întîmpina problemele de la distribuţiile convenţionale.

Spaţiul ocupat de echipamentul electric este redus la minimum, sistemul Discond plasîndu-se sus. Se înlătură astfel şi dificultăţile determinate de intersecţia instalaţiei electrice cu alte genuri de instalaţii, respectiv de coordonarea amplasării lor.

Total închis cu o carcasă compactă, acest sistem reprezintă una dintre cele mai economice

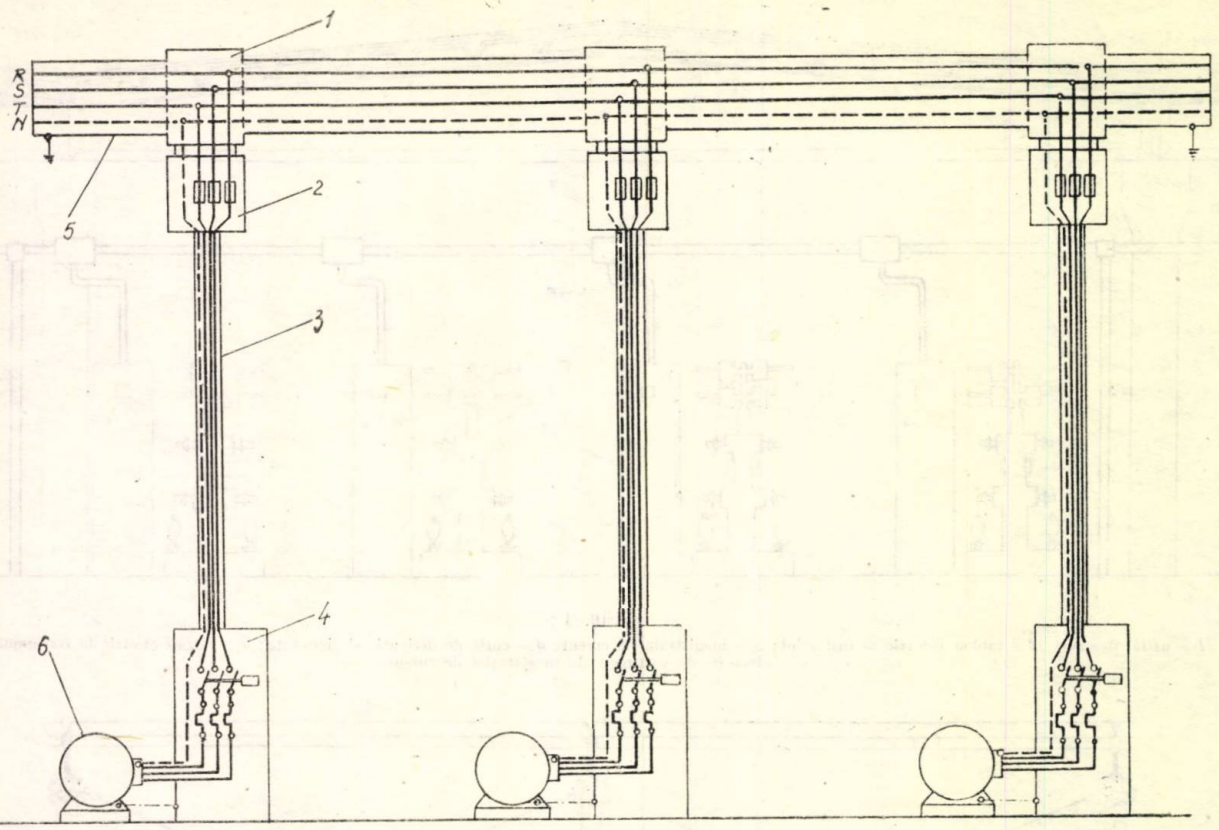


Fig. 3 :

1 – cutie de derivație; *2* – cutie de siguranțe; *3* – racord electric la consumator; *4* – tablou electric al utilajului; *5* – magistrala de curent; *6* – motor electric al utilajului.

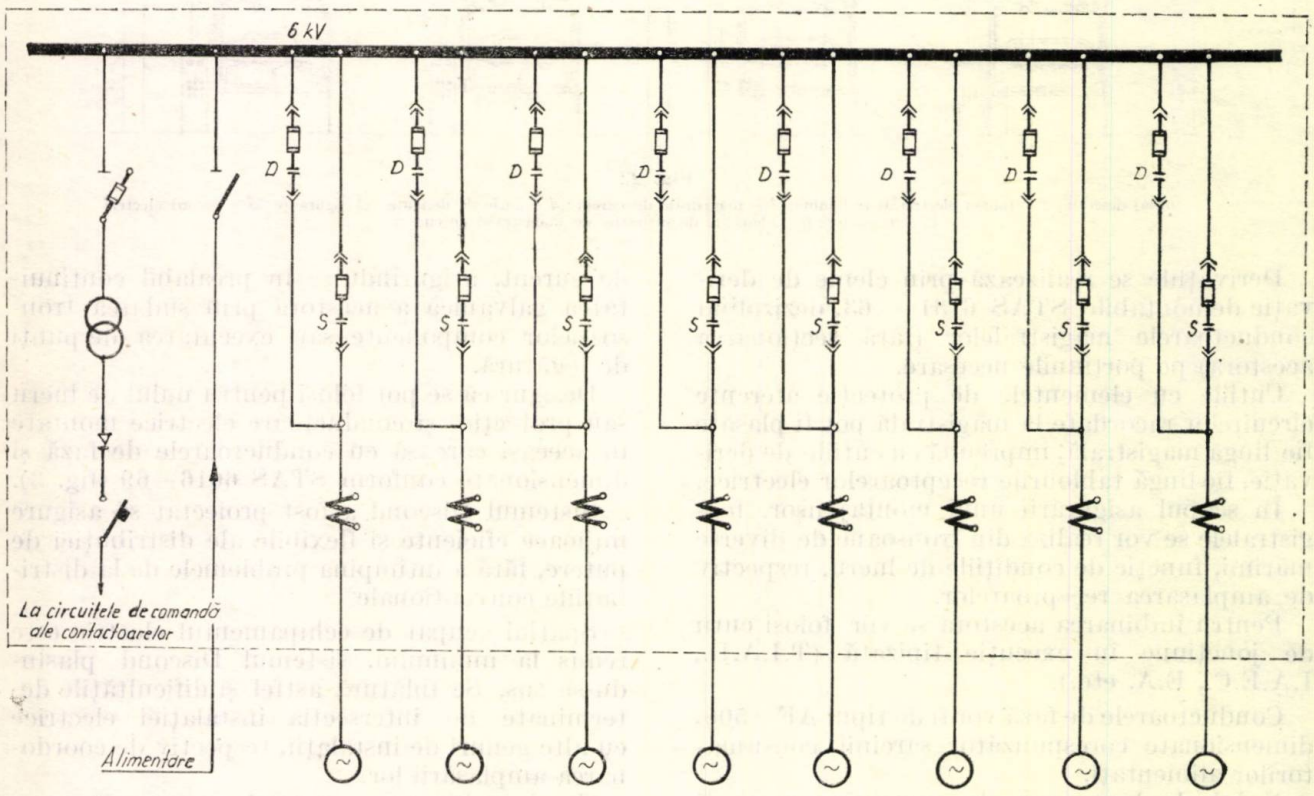


Fig. 4.

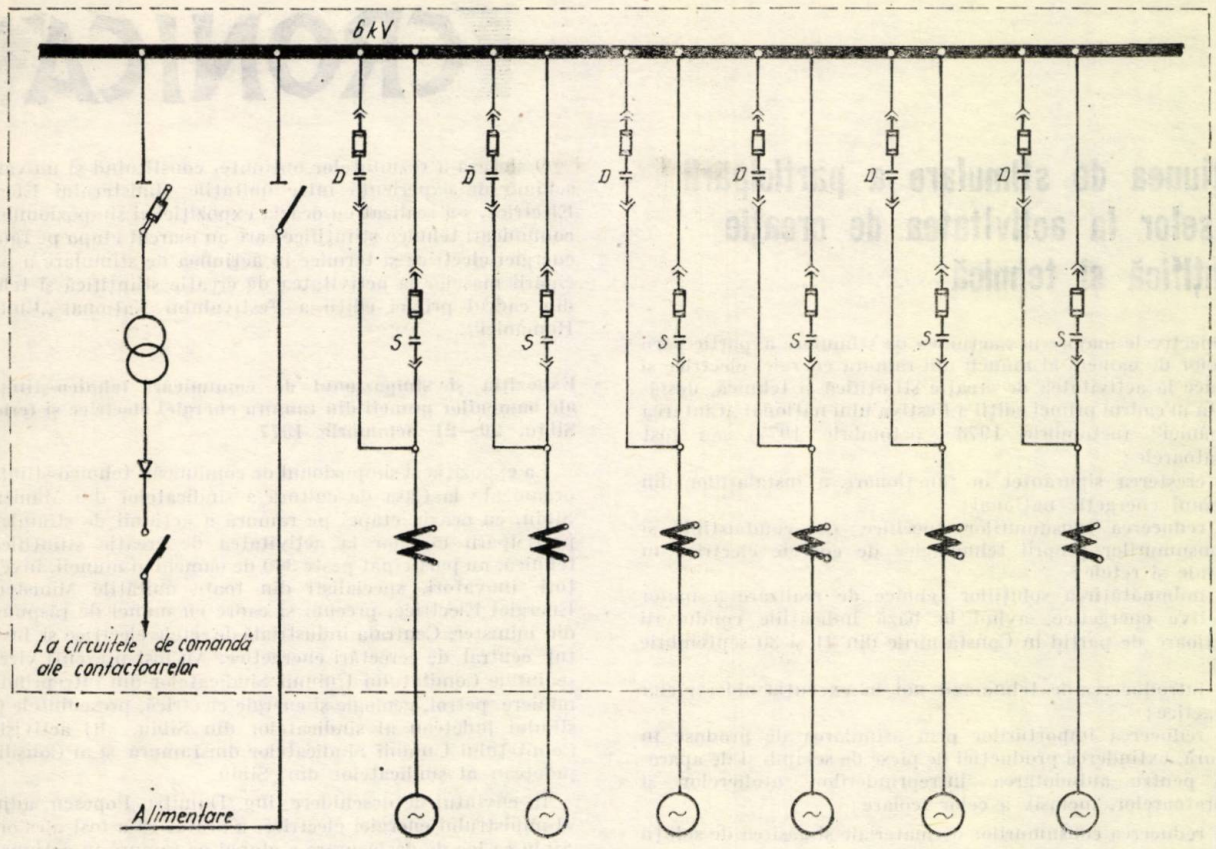


Fig. 5.

metode de distribuție electrică, oferind valori de investiții scăzute, economii de cabluri și țevi, termene scurte de realizare și siguranță sporită în funcționare.

În asigurarea unui grad ridicat de siguranță al instalațiilor de 6 kV din industria chimică, un rol de seamă îl au calitatea aparatajului electric cu performanțe din ce în ce mai ridicate și nivelul tehnic superior al întreținerii și exploatării echipamentelor electrice.

În această direcție, experiența și datele tehnice puse la dispoziție de uzinele existente și comportarea anumitor tipuri de aparate au condus la folosirea pe scară tot mai mare a contactoarelor cu rupere în aer. Aceste aparate au o mare robustețe mecanică, fiind capabile să efectueze 2 — 3 000 000 manevre, cu o cadență maximă de pînă la 100 manevre pe oră.

Contactoarele respective, asociate cu siguranțe cu mare putere de rupere, asigură manevrele și protecția în rețelele la care puterea de scurtcircuit poate atinge 5 — 600 MVA.

În figurile 4 și 5 se redau schemele electrice pentru alimentarea unor linii tehnologice cu receptoare de 6 kV, scheme care cuprind ca principale elemente:

— contactoare cu rupere în aer de 6 kV, asociate cu siguranțe MPR;

— separator de 6 kV;

— transformator de 6/0,22 kV pentru tensiunea de comandă a contactoarelor;

— aparataj de protecție, măsură și control.

Echipamentele astfel realizate pot fi amplasate fie direct în halele de fabricație în apropierea liniilor tehnologice, caz în care trebuie să fie în execuție corespunzătoare mediului (IP—54 în industria chimică de prelucrare), fie în încăperi electrice, situație în care este suficientă o execuție IP 22.

Din cele expuse se desprinde faptul că problema măririi siguranței în funcționare a instalațiilor electrice din industria chimică cere din partea proiectanților o experiență bogată pentru ca aceștia să poată stabili soluția optimă pentru condițiile specifice fiecărei unități industriale, pe baza unor elemente verificate în practică.

CRONICA

Acțiunea de stimulare a participării maselor la activitatea de creație științifică și tehnică

Obiectivele majore în „acțiunea de stimulare a participării maselor de oameni ai muncii din ramura energiei electrice și termice la activitatea de creație științifică și tehnică, desfășurată în cadrul primei ediții a Festivalului național „Cîntarea României" (octombrie 1976 — octombrie 1977), au fost următoarele :

— creșterea siguranței în funcționare a instalațiilor din sistemul energetic național ;

— reducerea consumurilor specifice de combustibil și a consumurilor proprii tehnologice de energie electrică în centrale și rețele ;

— îmbunătățirea soluțiilor tehnice de realizare a noilor obiective energetice, avînd la bază indicațiile conducerii superioare de partid în Consfătuirile din 21 și 30 septembrie 1976 ;

— introducerea de tehnologii noi în execuția obiectivelor energetice ;

— reducerea importurilor prin asimilarea de produse în ramură, extinderea producției de piese de schimb și de aparatură pentru autodotarea întreprinderilor, atelierelor și laboratoarelor, inclusiv a celor școlare ;

— reducerea consumurilor de materiale și găsirea de soluții pentru înlocuirea materialelor deficitare ;

— creșterea productivității muncii prin introducerea și extinderea micii mecanizări a lucrărilor, automatizării proceselor de producție, telecomenzii și telemecanizării etc. ;

— introducerea metodelor moderne de organizare a producției și a muncii, cu accent pe programarea și urmărirea producției, pentru mai buna folosire a mașinilor, utilajelor și instalațiilor, a timpului de lucru ;

— mijloace și metode pentru creșterea gradului de securitate a muncii ;

— mijloace și metode de prevenire și stingere a incendiilor în instalațiile energetice ;

— aparatură și mijloace pentru reducerea poluării mediului ambiant de către instalațiile energetice ;

— soluții pentru realizarea de noi scule și dispozitive de lucru ;

— soluții vizînd valorificarea deșeurilor rezultate din procesele tehnologice ;

— crearea de noi tipuri de mașini, instalații, aparate de măsură și control și sisteme de automatizare la nivelul tehnicii mondiale ;

— îmbunătățirea calității produselor, lucrărilor de întreținere, revizie și reparații și a lucrărilor de construcții-montaj ;

— elaborarea de metode, aparate, căi pentru raționalizarea consumurilor energetice la consumatori.

Planurile tematice de invenții și inovații pe anul 1977 au cuprins teme concrete, vizînd rezolvarea problemelor înscrise ca obiective majore.

Sesiunile, simpozioanele, dezbaterile și alte acțiuni cu caracter tehnico-științific organizate la nivelul întreprinderilor în cadrul etapei de masă, precum și expozițiile cu principalele realizări tehnice organizate în etapa județeană au scos în evidență interesul majorității oamenilor muncii din ramura energiei electrice și termice pentru rezolvarea problemelor majore ale sistemului energetic național, ale energeticii din țara noastră.

O sinteză a rezultatelor obținute, constituind și un valoros schimb de experiență între unitățile Ministerului Energiei Electrice, s-a realizat cu ocazia expoziției și simpozionului de comunicări tehnico-științifice care au marcat etapa pe ramura energiei electrice și termice în acțiunea de stimulare a participării maselor la activitatea de creație științifică și tehnică din cadrul primei ediții a Festivalului Național „Cîntarea României".

Expoziția și simpozionul de comunicări tehnico-științifice ale oamenilor muncii din ramura energiei electrice și termice, Sibiu, 20—21 octombrie 1977

La expoziția și simpozionul de comunicări tehnico-științifice organizate la Casa de cultură a sindicatelor din Municipiul Sibiu, cu ocazia etapei pe ramură a acțiunii de stimulare a participării maselor la activitatea de creație științifică și tehnică, au participat peste 300 de oameni ai muncii, inventatori, inovatori, specialiști din toate unitățile Ministerului Energiei Electrice, precum și cadre cu munci de răspundere din minister, Centrala industrială de rețele electrice și Institutul central de cercetări energetice. Au fost prezenți vicepreședintele Comitetului Uniunii Sindicatelor din întreprinderile miniere, petrol, geologie și energie electrică, președintele Consiliului județean al sindicatelor din Sibiu, alți activiști ai Comitetului Uniunii Sindicatelor din ramură și ai Consiliului județean al sindicatelor din Sibiu.

În cuvîntul de deschidere, ing. Dumitru Popescu, adjunct al ministrului energiei electrice, a arătat că a fost ales orașul Sibiu ca loc de desfășurare a etapei pe ramură în acțiunea de stimulare a participării maselor la activitatea de creație științifică și tehnică deoarece în această localitate își au sediul unele dintre cele mai vechi întreprinderi energetice, în jurul cărora s-a format primul nucleu de sistem energetic local. Aici s-au format cadre de constructori-montori în energetică, precum și, mai tîrziu, cadre de cercetători.

În continuare, adjunctul ministrului și-a exprimat speranța că în rezultatele activității viitoare se va reflecta pozitiv acțiunea de atragere a maselor la creația științifică și tehnică, deoarece în condițiile crizei energetice actuale se pun probleme tehnice tot mai greu de soluționat prin metode vechi.

De asemenea, a subliniat necesitatea de a se reduce în continuare substanțial consumurile specifice de energie de toate felurile, existînd rezerve încă nevalorificate, care ar putea conduce la rezultate de prestigiu.

Conducerea ministerului a recomandat întreprinderilor de centrale și rețele electrice de a lupta pentru lichidarea totală a avariilor, și deci a pagubelor produse prin nealimentarea continuă a consumatorilor industriali. Aceste întreprinderi trebuie să introducă mai rapid noul, să generalizeze soluțiile tehnice moderne, să înlocuiască toate echipamentele imperfecte care provoacă avarii.

În activitatea de construcții și montaje energetice, avînd în vedere sarcina mobilizatoare de mare răspundere de creștere rapidă a productivității muncii, introducerea noului pe toate șantierele, pentru organizarea superioară a producției și a muncii, trebuie să fie o preocupare majoră.

Proiectanții și cercetătorii, care au dovedit că pot să dea soluții ieftine, eficiente, trebuie să treacă constant la preocuparea de a introduce soluții noi în practică.

La toate nivelurile, mișcarea de atragere a maselor de oameni ai muncii în activitatea de creație științifică și tehnică trebuie să constituie o preocupare de prim ordin, deoarece numai în acest fel vom face față sarcinilor tehnico-economice deosebite pe care le avem de îndeplinit.

Expoziția etapei pe ramură a acțiunii de stimulare a participării maselor la activitatea de creație științifică și tehnică din

cadrul primei ediții a Festivalului Național „Cîntarea României" a cuprins peste 1000 de realizări tehnice noi, grupate pe următoarele standuri :

— asimilări de produse noi ;
— realizări de microproducție ;
— tehnologii noi ;
— autoutilare ;
— invenții și inovații.

Comisia constituită din delegați ai ministerului, Comitetului Uniunii sindicatelor din ramură și ai unităților cu cele mai multe exponate, analizînd lucrările prezentate în expoziție pe baza următoarelor criterii :

— gradul de originalitate științifică și tehnică ;
— efectele economice și sociale ale aplicării soluțiilor propuse ;
— crearea de noi produse, instalații, tehnologii ;
— reducerea efortului valutar ;
— îmbunătățirea calității și a performanțelor tehnico-economice ale produselor ;
— valorificarea superioară a resurselor materiale ;
— îmbunătățirea condițiilor de muncă și protecția muncii ;
— nivelul de aplicare în practică a realizărilor respective,

a evidențiat la faza pe ramură următoarele lucrări :

— dispozitiv de săpat șanț pentru pozări de cabluri, montat pe tractor (inovație IRE Mureș) ;
— sistem electronic de semnalizare a apelului telefonic în stațiile electrice, fără legătură galvanică cu circuitul telefonului (inovație IRE Iași) ;
— comanda la distanță a radiotelefoanelor fixe tip RTF (inovație IRE Craiova) ;
— releu electronic RAR dublu circuit cu accelerare a protecției înainte și după RAR (inovație IRE Cluj) ;
— șlangă pentru lucru sub tensiune în rețeaua de medie tensiune (inovație IRE Pitești) ;
— trusă de curent cu miez variabil (inovație IRE Pitești) ;
— microagregat de sudură pentru utilizări multiple (invenție IRE Bacău) ;
— indicator de tensiune miniaturizat, pentru joasă și medie tensiune (invenție IRE Bacău) ;
— releu de gaze miniaturizat (invenție IRE Bacău) ;
— microtransformator de sudură cu diode (autoutilare IRE Sibiu) ;
— trusă portabilă de verificat contoare trifazice (autoutilare IRE Sibiu) ;
— aparat pentru determinarea rapidă a stabilității la oxidare a uleiurilor electroizolante prin metodă fotochimică (invenție IRE Sibiu) ;
— rezistență pentru tratarea neutrului în rețelele de medie tensiune, cu grile din tablă silicioasă (produs nou IRE Sibiu) ;
— instalație de recondiționare fizică a uleiurilor electroizolante (produs nou, pentru autodotare IRE Sibiu) ;
— presă hidraulică pentru mufat cabluri pînă la 240 mm² (produs nou IRE Sibiu) ;
— pompă pneumatică pentru epuismente (autodotare Trustul de construcții hidroenergetice) ;
— motor pneumatic (autodotare Trustul de construcții hidroenergetice) ;
— serie de servomotoare electrice pentru reglaj și acționare (microproducție ICEMENERG — Sibiu) ;
— instalație automată pentru aprinderea focului la arzătoarele cazanelor pe gaze și păcură (microproducție ICEMENERG-Sibiu) ;
— serie de robinete cu ventil electromagnetic (microproducție ICEMENERG-Sibiu) ;
— trusă de verificat aparataj termotehnic (microproducție ICEMENERG-Sibiu) ;
— materiale noi, roluri din mase plastice și tehnologie pentru turnuri de răcire (tehnologie nouă Trustul „Energoconstrucția") ;
— tehnologie pentru executarea din fontă aliată, în loc de oțel, a rotoarelor și pieselor de uzură ale pompelor de evacuare a zgurii și cenușii la termocentrale (inovație Întrepr. „Energoreparații").
— serie de dispozitive pentru mecanizarea operațiilor de reparații și întreținere în centralele electrice (microproducție Întrepr. „Energoreparații") ;
— post de transformare de 400 kVA realizat pe stîlpi din beton (inovație IRE Pitești) ;
— vană automată pentru instalația de stins incendiu la autotransformatoare de mare putere (inovație IRE Pitești) ;
— indicator de prezența tensiunii electrice la 220 și 400kV, prin lansare (invenție IRE Pitești) ;
— instalație pentru drenarea apei de la lagărele de cauciuc ale turbinelor Kaplan (autodotare IE Argeș) ;
— dispozitiv automat pentru prelevat probe de cărbune (autodotare IE Oradea) ;
— ferăstrău mecanic portativ pentru lucrări în stații electrice (invenție GSEM Banat) ;
— dispozitiv mecanizat pentru dezizolarea conductoarelor izolate cu email sau PVC (invenție GSEM Banat) ;
— cofraj cu autodecofrare prin pernă pneumatică (invenție GSEM Banat) ;
— suporți - modul din masă plastică pentru pozarea cablurilor (inovație GSEM Banat) ;
— set de scule pentru săpat și dispozitiv de bătut prize de pămînt, adaptate la ciocanul pneumatic (autodotare GSEM Banat) ;
— metodă și dispozitive pentru montarea stîlpilor metalici LEA în zone greu accesibile, folosind elicopterul (invenție GSEM Banat) ;
— generator de frecvență pentru verificarea releelor (inovație IRE Baia Mare) ;
— dispozitiv de conectare și deconectare automată a transformatorului de rezervă în funcție de sarcina totală pe stație (inovație IRE București) ;
— cutie de distribuție pentru posturi de transformare aeriene modernizată (inovație IRE București).

La *Simpozionul* de comunicări tehnico-științifice al oamenilor muncii din ramura energiei electrice și termice au fost prezentate 82 de referate, în următoarele secții :

I. *Siguranța în funcționare a sistemului energetic*, la care s-au prezentat 27 referate, dintre care 14 au evidențiat unele rezultate în acest domeniu în activitatea de cercetare (ICEMENERG) și 13 din activitatea de exploatare (unități ale CIPEET și CIRE).

Din punct de vedere al tematicii, subiectele s-au încadrat în două categorii mari de probleme, și anume :

— probleme de sistem, inclusiv urmărirea comportării în exploatare a instalațiilor ;
— probleme de fiabilitate ale sistemului energetic și ale agregatelor, inclusiv cercetarea fonomenelor de uzură.

Referatele și discuțiile purtate au evidențiat preocupări majore ale specialiștilor pentru :

— mai buna urmărire a comportării în exploatare a echipamentelor și valorificarea complexă a rezultatelor, atît pentru sistemul energetic în ansamblu, cît și pentru funcționarea blocurilor și automatizărilor din centralele electrice ;

— continuarea și extinderea cercetărilor privind fenomenul de uzură la diverse componente ale instalațiilor ;

— realizarea de dispozitive pentru depistarea incipientă a unor defecte în instalații, ca, de exemplu, pericolul de incendiu la preîncălzitoarele rotative de aer, neetanșeitatea condensatoarelor și altor recipienți etanși etc. ;

— îmbunătățirea calității descărcătoarelor cu rezistență variabilă ;

— concepții noi privind tratarea neutrului în rețelele de medie tensiune ;

— metode de limitare a extinderii avariilor prin insularizarea platformelor industriale, îmbunătățirea circuitelor de excitație la generatoarele hidroelectrice, stingerea începutului de incendiu la transformatoare, localizarea și remedierea rapidă a defectelor la cabluri etc.

În cadrul secției s-a relevat faptul că lucrările privind soluții de îmbunătățire a siguranței sistemului energetic în ansamblu au fost în număr redus. Cu toate acestea, s-a apreciat că dezbaterile au contribuit la un anumit progres, prin schimbul de informații între specialiști și clarificarea multor idei.

S-au reținut cîteva probleme pentru care preocupările trebuie să fie aprofundate și cercetările să fie transpuse în practică:

— continuarea și extinderea experimentării soluțiilor de tratare a neutrului prin rezistență la rețelele de medie tensiune, avînd în vedere orientarea de viitor în acest sens în domeniul respectiv;

— extinderea metodelor de detectare și predeterminare a uzurii, precum și a metodelor profilactice;

— aprofundarea și finalizarea cercetărilor cu privire la urmărirea comportării în exploatare a echipamentului termo- și hidroenergetic, perfecționarea metodologiei de urmărire în exploatare.

Totodată s-au făcut următoarele recomandări;

— finalizarea cercetărilor care să conducă la creșterea siguranței în funcționare a descărcătoarelor cu rezistență variabilă;

— definitivarea concluziilor, de către Centrala industrială de rețele electrice, cu privire la siguranța stîlpilor din beton pentru linii electrice de medie tensiune;

— extinderea generalizării experienței pozitive în domeniul legării conductoarelor din oțel-aluminiu la bornele aparatajului de medie tensiune și elaborarea unor reglementări unitare în acest sens.

II. *Utilizarea rațională a energiei*, la care s-au prezentat 23 referate, avînd ca temă gospodărirea cît mai chibzuită a resurselor energetice, atît în faza de transformare (producere a energiei electrice și termice), cît și în fazele de transport și distribuție, dar mai ales în faza de utilizare a energiei electrice și căldurii, unde mai sînt încă mari rezerve de economisire.

Lucrările:

„Colectoare solare plane — performanțe și domenii de utilizare",

„Turbine cu freon pentru centralele solaroelectrice de mică putere" și

„Implementarea unei pompe termice de 0,1 Gcal/h în schema de încălzire a clădirilor de la Băile Boghiș"

sînt cîteva exemple de preocupări ale oamenilor muncii din ramura energiei electrice și termice pentru valorificarea practică a unor surse energetice noi.

Ținînd seama de întinderea ariei geografice pe care sînt accesibile apele geotermale, precum și de existența apelor calde evacuate de multe industrii din țară, preocuparea cercetătorilor în direcția valorificării acestor resurse trebuie intensificată.

Alte lucrări prezentate în cadrul acestei secții, ca:

— Utilizarea economică a potențialului hidroenergetic al cascadelor de centrale hidroelectrice prin prelucrarea centralizată pe calculator a informațiilor necesare conducerii dispecerilor hidroenergetici;

— Sistem de telemetrie hidrologică destinat prognozei în amenajările hidroenergetice;

— Metodologie și program de calcul privind optimizarea alimentării cu energie electrică a marilor combinate industriale,

sînt de natură să sublinieze faptul că în permanență se găsesc noi căi de îmbunătățire a randamentelor, a tehnicilor deja folosite.

În domeniul proiectării, activitate care poate aduce o contribuție importantă la diminuarea consumului propriu tehnologic și a pierderilor în rețelele electrice, prin dimensionarea corectă și alegerea schemelor optime, s-au prezentat lucrări ca:

— Alegerea puterii optime a posturilor de transformare într-o rețea orășenească, cu luarea în considerare a consumului de energie electrică pentru gătit.

— Schemă de alimentare a unui consumator cu două circuite de medie tensiune, din punctul de vedere al normelor de siguranță și consum propriu tehnologic.

— Considerații tehnico-economice asupra alimentării cu energie electrică a consumatorilor casnici urbani.

La rîndul lor, cercetătorii pot contribui substanțial la economisirea energiei, prin extinderea analizelor comparative ale consumurilor realizate cu valorile de proiect, sau cu valorile înregistrate la instalații similare, punînd în discuție chiar proiectele sau concepția energetică de principiu a instalațiilor examinate. Aceste preocupări au fost exemplificate prin referate ca:

— Posibilități de reducere a consumului energetic în instalațiile specifice ramurii de celuloză și hîrtie.

— Aspecte privind consumurile de energie electrică în sectorul consumatorilor casnici și comerciali etc.

S-au arătat avantajele introducerii încălzitului prin instalații cu acumulare de căldură.

De asemenea s-au evidențiat o serie de măsuri practice pe care le poate lua personalul din exploatare pentru economisirea energiei electrice la consumatorii industriali, la celelalte categorii de consumatori, cît și pentru diminuarea pierderilor de energie electrică în rețelele electrice, stații și posturi de transformare.

Una dintre concluziile reieșite din dezbaterile din cadrul acestei secții a fost aceea că cea mai importantă rezervă de economisire a energiei se găsește în sfera utilizărilor finale, prin folosirea rațională a aparatelor și instalațiilor electrice, îndeosebi prin mărirea randamentului energetic al instalațiilor.

III. *Progresul tehnic în ramura energiei electrice și termice*, la care s-au prezentat 32 de referate. Lucrările au scos în evidență o mare diversitate de preocupări pentru introducere progresului tehnic în ramură, vizînd:

— asimilări de produse noi și autoutilări, de la elemente constructive pentru linii electrice și stații de transformare pînă la dormitoare mobile și bucătării de campanie;

— dispozitive și armături pentru instalații de automatizare, pînă la instalații complexe de sudură;

— aparate pentru diferite măsurători de laborator, pînă la mașini de ridicat și alte utilaje grele de construcții;

— asigurarea pieselor de schimb;

— procedee și tehnologii pentru construcții-montaj, lucrări de întreținere și reparații, încercări profilactice, sisteme informatice, tratarea chimică a apei la centralele termoelectrice etc.

S-a apreciat, de către conducerea acestei secții, că prezentarea unor lucrări privind regimuri noi de exploatare, scheme și soluții funcționale pentru instalațiile energetice, de orientări privind soluții tehnice noi pentru echipamentele de bază, ar fi întregit mai mult imaginea progresului tehnic în ramura energiei electrice și termice.

Materialul grafic care a ilustrat referatele prezentate a permis totuși obținerea unei viziuni destul de concrete asupra realizărilor din ramură.

Din discuțiile purtate în cadrul acestei secții a reieșit că s-au obținut unele rezultate de mare utilitate pe linia asigurării prin forțe proprii a produselor, dispozitivelor, pieselor, tehnologiilor necesare bunei desfășurări a activităților de exploatare, întreținere, reparații și construcții-montaj, evitîndu-se în cît mai mare măsură importul, dar în același timp se remarcă încă rezerve de creștere a productivității muncii și a eficienței economice. În acest sens este necesară o mai bună folosire a capacităților de producție și o coordonare mai judicioasă a asimilărilor și autoutilărilor, pentru evitarea paralelismelor, a fărîmițării efortului de concepție și fabricație. De asemenea a rezultat necesitatea îmbinării mai bune a inițiativei și creativității tehnice, cu analiza atentă a eficienței economice a soluțiilor elaborate, pentru introducerea în practică numai a realizărilor la nivelul tehnicii avansate.

СОДЕРЖАНИЕ

IVй Симпозиум «Надежность в работе энергетических установок стр. 399

Г. Киорян: Задачи энергетиков по повешению надежности энергетической системы стр. 403

А. Поеатэ, Д. Ивас, Г. В. Александреску, М. Илинка: Возможности расчета путем цифрового симулирования явлений падения напряжения на промышленных потребителях стр. 406

Г. Мангу: Методы оценки показателей надежности стр. 408

Л. Лупеску и *Л. Турку:* Усовершенствование методов надежности анализа проводников высокой температуры, работающих в условиях ползучести стр. 415

В. И.Ниту, А.М. Петреску, А. Севастру: Метод оценки надежности на короткое время, для проверки условий работы стр. 421

К. Михэиляну, А. Стойка, А. Перя, И. Крэчун: Специфические показатели ущерба, соответсвующие перебоям в снабжении электроэнергией промышленных потребителей на химико-нефтяных платформах стр. 429

В. Чефранов и *Р. Сфики:* Соображения, касающиеся критериев устойчивости оптимальной схемы снабжения электрической энергией промышленных потребителей стр. 433

Х. Попеску и др.: Поведение теплофикационных электростанции при землетрясении 4го марта 1977 года стр. 437

В. И. Ниту, П. Рашку, Б. Столеру, Д. Войня: Аспекты касающиеся поведения при землетрясении электрических установок. Выводы для проектирования стр. 439

С. Сотри и *В. Дуган:* Некоторые решения, примененые в части возбуждения турбогенераторов на ТЭЦ Галац с целью улучшения их надежности в работе стр. 449

Г. Петрань и *К. Рэстяну:* Анализ влияния морского загрязнения на надежность в работе установок Предприятия Электрических Сетей Констанца и меры, предпринятые для ограничения этого загрязнения стр. 454

И. Григорщу: Надежность энергетических систем соединенных с производственными системами в химической промышленности стр. 458

Н. Николае: Надежность в работе электротехнологической системы электролиза для производства хлора, гидроокиси натрия и водорода стр. 461

Н. Арменкою, Д. Ренця, Р. Думитраке, И. Попович: Влияние местных теплостанций на надежность в снабжении теплом в период образования систем теплофикации стр. 465

Х. Алберт: Аспекты, касающиеся надежности системных узлов стр. 469

В. И. Ниту, Г. Мораите, М. Стейн: Увеличение надежности в работе государственной энергетической системы путем разъединения стр. 472

Л. Грова, Г. Мораите, А. Кристович: Пути увеличения надежности в работе энергетической системы при одновременном наличии зон с избыточным балансом мощности и зон с большим дифицитом мощности стр. 480

Х. Алберт, М. Чобану, Г. Крецу, Н. Крэчун, М. Стейн: Роль и концепция разъединения электростанци от теплоэлектростанци на промышленных платформах стр. 483

Д. Михэилеску, Л. Канчю, И. Ренцеа, П. Джувеля: Некоторые аспекты, касающиеся островного действия блоков на теплоэлектростанциях с потреблением соседних промышленных платформ стр. 488

О. Павнотеску, К. Рэдукану, Е. Валя: Метод оценки температры материала, из которого изготовлены трубы поверхностей теплообмена паровых котлов при конкретных условиях работы стр. 490

Фл. Чурел, Н. Миронеску, К. Михалэ: Соображения, касающиеся увеличения надежности в работе электрических установок в химической промышленности путем применения некоторых новых решений стр. 493

INHALTSVERZEICHNIS

Der IV. Symposium „Betriebssicherheit der energetischen Anlagen" S. 399

Gh. Chiorean : Aufgaben der Energetiker zur Erhöhung der Betriebssichercheit des Energieversorgungssystems S. 403

A. Poeată. D. Ivas, Gh. V. Alexandrescu, M. Ilinca : Berechnungsmöglichkeiten der Auswirkung von Spannungszusammenbrüchen auf die Industrieverbraucher durch digitale Nachbildung S. 406

G. Mangu : Verfahren zur Einschätzung von Lebensdauerindikatoren S. 408

L. Lupescu und *Liana Turcu* : Verbesserung der Lebensdauer-Prüfverfahren zur Untersuchung der unter kriechbedingungen arbeitenden Hochtemperatur-Rohrleitungen S. 415

V. I. Nitu, A. M. Petrescu, A. Sevastru : Verfahren zur kurzzeitigen Einschätzung der Betriebssicherheit bei der Untersuchung der Betriebsbedingungen S. 421

C. Mihăileanu, A. Stoica, A. Perea, I. Crăciun: Spezifische Schadenindikatoren bei Ausfall der Elektroenergieverbraucher petrochemischer Industriekomplexe S. 429

V. Cefranov und *R. Sfichi:* Betrachtungen zu den Kriterien der Festlegung optimaler Schaltungen zur Elektroenergieversorgung der Industrieverbraucher S. 433

H. Popescu u.a.: Verhalten der Heizkraftwerken beim Erdbeben vom 4. März 1977 S. 437

V. I. Nitu, P. Raşcu, B. Stoleru, D. Voinea : Aspekte des Erdbebenverhaltens elektrischer Anlagen. Schlussfolgerungen für die Projektierung S. 439

S. Sotri und *V. Dugan* : Technische Lösungen zur Verbesserung des Erregerteils der Turbinengeneratoren im Wärmekraftwerk Galaţi zur Erhöhung ihrer Betriebssicherheit S. 449

Gh. Petran und *C. Răsteanu* : Untersuchungen der Auswirkungen von Seeverschmutzung auf die Betriebssicherheit der Schaltanlagen des Elektrizitätsverteilungsunternehmens Constanţa und Massahmen zu ihrer Begrenzung S. 454

I. Grigoriu : Lebensdauer der mit dem werkeigenen Versorgungssystem der chemischen Industriebetriebe gekoppelten elektrienergetischen Untersysteme S. 458

I. Nicolae : Betriebssicherheit des energietechnologischen Elektrolysesystems zur Herstellung von Chlor, Natriumhydroxyd und Wasserstoff S. 461

N. Armencoiu, D. Renţea, R. Dumitrache und *N. Popovici* : Einfluss örtlicher Heizanlagen auf die Sicherheit der Wärmeversorgung in der Ausbauperiode der Fernheizungssysteme S. 465

H. Albert : Zur Frage der Betriebssicherheit der Systemknoten S. 469

V. I. Nitu, G. Moraite, M. Stein : Erhöhung der Betriebssicherheit des nationalen Verbundsystems durchTrenneingriffe S. 472

L. Groza, G. Moraite, A. Cristovici : Wege zur Erhöhung der Betriebssicherheit des Energieversorgungssystems bei gleichzeitigem Bestehen von stark leistungsreichen und stark leistungsarmen Versorgungsgebieten S. 480

H. Albert, M. Ciobanu, Gh. Creţu, M. Crăciun und *M. Stein* : Rolle und Konzept des Inselbetriebes von Heizkraftwerken der Industriekomplexe S. 483

D. Mihăilescu, L. Canciu, I. Renţea und *P. Giuvelea* : Einige Aspekte des Inselbetriebes von Maschinensätzen der Wärmekraftwerke zur Versorgung benachbarter Industriekomplexe S. 488

O. Pavnotescu, C. Răducanu und *E. Valea* : Verfahren zur Einschätzung der Temperatur des Rohrwerkstoffs der Wärmeastauscherflächen der Dampfkessel unter konkreten Betriebsbedingungen S. 490

Fl. Ciurel, N. Mironescu und *C. Mihală* : Zur Frage der Erhöhung der Betriebssicherheit elektrischer Anlagen der chemischen Industrie unter Verwendung neuer technischer Lösungen S. 493

SOMMAIRE

Le IV-ème Symposium sur „La sécurité de service des installations énergétiques'' p. 399

Gh. Chiorean : **Les tâches des énergéticiens en vue d'augmenter la fiabilité du système énergétique** p. 403

A. Poeată, D. Ivas, Gh. V. Alexandrescu, M. Ilinca : **Possibilités de calcul par simulation numérique des creux de tension sur les grands consommateurs industriels** p. 406

G. Mangu : **Méthodes d'estimation des indices de fiabilité** p. 408

L. Lupescu et *L. Turcu* : **Perfectionnement des méthodes fiabilistiques d'analyse pour les tuyaux à haute température qui fonctionnent dans des conditions de fluage** p. 415

V. I. Nitu, A. M. Petrescu, A. Sevastru : **Méthode pour l'estimation de la sûreté en court-temps pour les conditions de fonctionnement** p. 421

C. Mihăileanu, A. Stoica, A. Perea, I. Crăciun : **Indicateurs spécifiques de dommage en cas des interruptions dans l'alimentation en énergie électrique des consommateurs industriels situés sur les plate-formes pétrochimiques** p. 429

V. Cefranov et *R. Sfichi* : **Considérations sur les critères d'établissement des schémas optimales d'alimentation en énergie électrique des consommateurs industriels** p. 433

H. Popescu et col. **Comportement des installations des centrales à production combinée chaleur/force au séisme de 4 mars 1977** p. 437

V. I. Nitu, P. Raşcu, B. Stoleru, D. Voinea : **Aspects concernant le comportement des installations électriques en cas de tremblement de terre. Conclusions pour calculs de projets** p. 439

S. Sotri et *V. Dugan* : **Quelques solutions adoptées pour les schémas d'excitation des turbogénératrices de la centrale électrique chaleur/force Galaţi au but d'améliorer leur sécurité de fonctionnement** p. 449

Gh. Petran et *C. Răsteanu* : **Analyse des effets de la pollution marine sur la sécurité de service des installations électriques situées dans la zone de Constantza et mesures pour leurs limitation** p. 454

I. Grigoriu : **Fiabilité des sous-systèmes énergetiques liés aux plate-formes chimiques** p. 458

I. Nicolae : **Sécurité de fonctionnement du système énergotechnologique d'électrolyse pour la production de chlore, du hydroxide de sodium et du hydrogéne** p. 461

N. Armencoiu, D. Renţea, R. Dumitrache, N. Popovici : **L'influence des centrales thermiques locales sur la sûreté de production de la chaleur dans la période de constitution des systèmes de chauffage à distance** p. 465

H. Albert : **Aspects concernant la sécurité des noeuds du système** p. 469

V. I. Nitu, G. Moraite, M. Stein : **Augmentation de la sécurité de fonctionnement du système énergétique national par la séparation des zones** p. 472

I. Groza, G. Moraite, A. Cristovici : **Moyens pour augmenter la sécurité de fonctionnement du système énergétique à zones avec balances fortement excédentaires et deficitaires** p. 480

H. Albert, M. Ciobanu, Gh. Creţu, N. Crăciun, M. Stein : **Le rôle et la philosophie d'insularisation des centrales électriques à production combinée chaleur/force situées sur les plate-formes industrielles** p. 483

D. Mihăilescu, L. Canciu, I. Renţea, P. Giuvelca : **Quelques aspects concernant le fonctionnement insulaire des turbogénérateurs de centrales thermiques liées au consommation des plateformes industrielles voisines** p. 488

O. Pavnotescu, C. Răducanu, E. Valea : **Méthode d'estimations pour la température des échangeurs de chaleur à tubes des chaudières à vapeurs en conditions concrètes de fonctionnement** p. 490

Fl. Ciurel, N. Mironescu, C. Mihală : **Considérations sur l'augmentation de la sécurité de fonctionnement des installations électriques appartenant à l'industrie chimique, par l'utilisation des nouvelles solutions techniques** p. 493

CONTENTS

The 4-th Symposium „Power Facilities Reliability'' p. 399

Gh. Chiorean : **Duties of power workers to improve the reliability of power system** p. 403

A. Poeată, D. Ivas, Gh. V. Alexandrescu, M. Ilinca : **Possibilities to compute by numeric simulation the effects of voltage dips upon the industrial users** p. 406

G. Mangu : **Reliability indicators estimation methods** p. 408

L. Lupescu and *L. Turcu* : **Improvement of reliability analysis methods of high temperature pipes** p. 415

V. I. Nitu, A. M. Petrescu, A. Sevastru : **Method for short time reliability evaluation for operation conditions checking** p. 421

C. Mihăileanu, A. Stoica, A. Perea and *I. Crăciun* : **Specif' damage indicators caused by electricity supply failures industrial users from petrochemic industrial areas** p. 4

V. Cefranov and *T. Sfichi* : **Considerations regarding t optimum diagrams choice criteria for industrial users pow supply** p. 4

H. Popescu a.o.: **Behaviour of combined heat and power stations equipment at the earthquake from March 4, 1977** p. 437

V. I. Nitu, P. Raşcu, B. Stoleru, D. Voinea : **Aspects of power facilities behaviour during earthquakes. Design recommendations** p. 439

S. Sotri and *V. Dugan* : **Solutions for turbogenerators excitation units at the Galaţi combined heat and power plant in order to increase its reliability** p. 449

Gh. Petran and *C. Răsteanu* : **Analysis of marine pollution on the facilities of the Constanţa electricity networks Enterprise reliability and its decrease** p. 454

I. Grigoriu : **Reliability of power subsystems connected to the chemical industry production systems** p. 458

I. Nicolae : **Reliability of the power technological electrolysis system for producing chlor, Na-hydroxid and hydrogen** p. 461

N. Armencoiu, D. Renţea, R. Dumitrache, N. Popovici : **Influence of local thermal power plants on the heat supply reliability during district heating systems construction** p. 465

H. Albert : **Aspects of power system nodes reliability** p. 469

V. I. Nitu, G. Moraite, M. Stein : **National power system reliability increase by separation** p. 472

L. Groza, G. Moraite, A. Cristovici : **Manners to increase reliability of the power system with highly excedentar balances and high deffiCiency areas** p. 480

H. Albert, M. Ciobanu, Gh. Creţu, N. Crăciun, M. Stein : **Role and conception of the combined heat and power plants insularization on industrial areas** p. 483

D. Mihăilescu, L. Canciu, I. Renţea, P. Giuvelca : **Aspects connected to insular operation of thermal power plants with the neighbouring industrial areas consumption** p. 488

O. Pavnotescu, C. Răducanu, E. Valea : **Appreciation of steam boilers heat exchange surfaces temperature** p. 490

Fl. Ciurel, N. Mironescu, C. Mihală : **Considerations regarding reliable operation of power facilities of the chemical industrial areas by applying new solutions** p. 493

Revista „ENERGETICA" — organ al Ministerului Energiei Electrice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.S. România. Redacția: București, Str. Doamnei 14 — 16, Sectorul 4. Telefon: 15 08 90. Instituțiile pot achita abonamente pentru biblioteci și cabinete tehnice în contul de virament nr. 30.11.8.01.01 BN R.S.R. — Sectorul 4. Tarif pentru întreprinderi: lei 100 anual. Tarif pentru abonamente individuale: lei 30 anual. Prețul unui exemplar: 5 lei. Taxele poștale achitate anticipat, conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 127/125/1975

I. P. I. c. 43

41 401

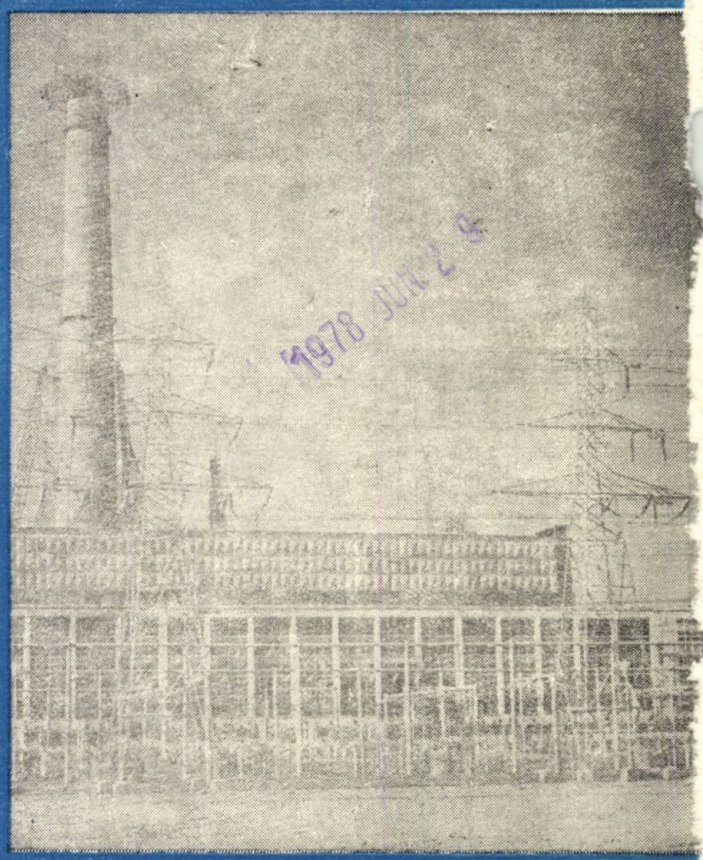
ROMENERGO

RE

ROMANIA

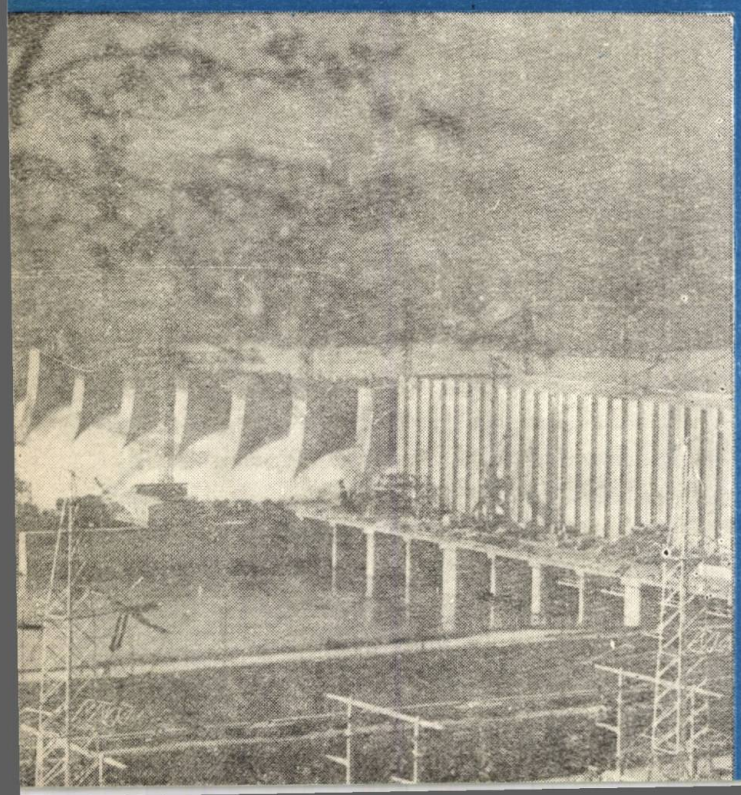
Foreign Trade State Company

carries on services in the power field, ranging from studies and designs up to project commissioning, through the specialized units within the Ministry of Electric Energy



ROMENERGO exports :

- high, medium and low voltage lines;
- transformer and distribution points and stations ;
- poles and fittings for high, medium and low voltage lines ;
- erection and assembling of power projects, carried out abroad for thermo- and hydropower stations, dams, hydrotechnical constructions, etc.;
- export and transport of electric power ;
- studies, designs, technical assistance, experts' account in the power field as well as other specific engineering activities



ROMENERGO imports :

- complex power installations and equipments for all fields of thermo and hydro - as well as nuclear - energy generation ;
- equipments and components relevant for the energetic field, spare parts included ;
- equipments, apparata and materials for erection-assembling jobs of high, medium and low voltage lines, as well as for "key" supplies.

1, Lacul Tei Blvd., sector 1
BUCHAREST – ROMANIA
Telex: 11525 ROMENG-R
Telephone: 12.13.26
P.O. Box: 736